



Commande et planification de trajectoires pour la navigation de véhicules autonomes

Gilles Tagne Fokam

► To cite this version:

Gilles Tagne Fokam. Commande et planification de trajectoires pour la navigation de véhicules autonomes. Autre. Université de Technologie de Compiègne, 2014. Français. NNT : 2014COMP2004 . tel-01160233

HAL Id: tel-01160233

<https://theses.hal.science/tel-01160233>

Submitted on 4 Jun 2015

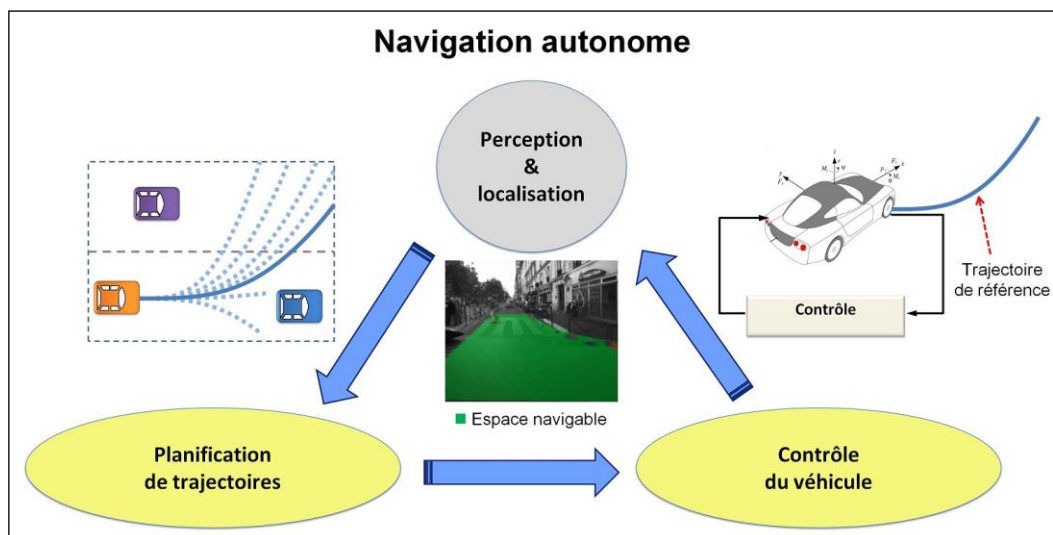
HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

Par **Gilles TAGNE FOKAM**

Commande et planification de trajectoires pour la navigation de véhicules autonomes

Thèse présentée
pour l'obtention du grade
de Docteur de l'UTC



Soutenue le 18 novembre 2014

Spécialité : Technologies de l'Information et des Systèmes

D2004

Commande et planification de trajectoires pour la navigation de véhicules autonomes

Gilles TAGNE FOKAM

Thèse soutenue le 18 novembre 2014 devant le jury composé de :

Présidente :

Brigitte D'ANDREA-NOVEL

Professeur
MINES ParisTech

Rapporteurs :

Alain OUSTALOUP

Professeur
IPB - ENSEIRB-MATMECA

Luc DUGARD

Directeur de Recherche CNRS
GIPSA-lab Grenoble

Examineurs :

Michel BASSET

Professeur
Université de Haute Alsace

Philippe BONNIFAIT

Professeur
Université de Technologie de Compiègne

Directeurs de Thèse :

Ali CHARARA

Professeur
Université de Technologie de Compiègne

Reine TALJ

Chargée de recherche CNRS
Université de Technologie de Compiègne

Université de Technologie de Compiègne

Laboratoire Heudiasyc UMR CNRS 7253



heudiasyc



utc
Recherche



MINISTÈRE DE
L'ENSEIGNEMENT
SUPÉRIEUR ET DE
LA RECHERCHE

*À ma très chère et charmante épouse Barbara,
avec toute mon affection.*

*À ma merveilleuse famille FOKAM,
avec toute ma reconnaissance et mes remerciements.*

Remerciements

Ces travaux de recherche ont été pour moi, une occasion d'acquérir un grand nombre de savoir et savoir faire durant trois années. Je ne saurais réaliser une telle œuvre sans le concours de certaines personnes auxquelles je tiens à exprimer ma profonde reconnaissance. Je remercie ainsi solennellement et sincèrement :

- Mr Ali CHARARA, qui m'a permis d'acquérir cette expérience très enrichissante dans la recherche et qui m'a toujours conseillé et encouragé ;
- Mme Reine TALJ, qui m'a suivi de bout en bout et qui m'a toujours donné des retours très constructifs sur le fond et la forme ;
- Mme Brigitte D'ANDREA-NOVEL qui a accepté de présider le jury de cette thèse ;
- MM. Alain OUSTALOU et Luc DUGARD, qui ont accepté d'être rapporteurs de cette thèse. Merci pour les améliorations du manuscrit dues à leurs remarques et conseils ;
- MM. Michel BASSET et Philippe BONNIFAIT, qui ont accepté d'être examinateurs de cette thèse ;
- Yinuo TANG et Alia CHEBLY, stagiaires de Master II que j'ai co-encadrés durant cette thèse ;
- Mes amis Nicole, Hoda, Yue, Kun, Bin, Adam, Farah, Julien, Danilo et tous mes collègues du laboratoire qui m'ont toujours aidé quand j'en avais besoin ;
- Bérengère, Nathalie, Séverine, Dominique, Gérald et tout le personnel administratif et technique du laboratoire ;
- Patrice NYAMY pour tous ses encouragements ;
- Mon épouse, mes parents, frères et sœurs pour leur soutien et leur confiance.

Liste des publications

Revues

- 1 G. Tagne, R. Talj, and A. Charara, Design and Validation of a Robust Immersion and Invariance Controller for the Lateral Dynamics of Intelligent Vehicles, ***Control Engineering Practice (CEP)***, **Accepté**.
- 2 G. Tagne, R. Talj, and A. Charara, Design and Comparison of Robust Nonlinear Controllers for the Lateral Dynamics of Intelligent Vehicles, ***IEEE Transactions on Intelligent Transportation Systems (ITS)***, **soumis**.

Conférences internationales :

- 3 G. Tagne, R. Talj and A. Charara, Passivity Analysis and Design of a Robust Nested Passivity-Based Controller for Trajectory Tracking of Autonomous Vehicles, in ***IFAC World Congress***, Cape Town, South Africa, 2014.
- 4 G. Tagne, R. Talj, and A. Charara, Immersion and Invariance vs Sliding Mode Control for Reference Trajectory Tracking of Autonomous Vehicles, in ***European Control Conference (ECC)***, Strasbourg, France, 2014.
- 5 G. Tagne, R. Talj and A. Charara, Passivity Analysis and Design of Passivity-Based Controllers for Trajectory Tracking at High Speed of Autonomous Vehicles, in ***International IEEE Conference on Intelligent Vehicles Symposium (IV)***, Dearborn, Michigan, USA, 2014.
- 6 G. Tagne, R. Talj, and A. Charara, Immersion and Invariance Control for Reference Trajectory Tracking of Autonomous Vehicles, in ***International IEEE Conference on Intelligent Transportation Systems (ITSC)***, The Hague, The Netherlands, 2013.
- 7 G. Tagne, R. Talj, and A. Charara, Higher-Order Sliding Mode Control for Lateral Dynamics of Autonomous Vehicles, with Experimental Validation, in ***International IEEE Conference on Intelligent Vehicles Symposium (IV)***, Gold Coast, Australia, 2013.
- 8 R. Talj, G. Tagne, and A. Charara, Immersion and Invariance Control for Lateral Dynamics of Autonomous Vehicles, with Experimental Validation, in ***European Control Conference (ECC)***, Zurich, Switzerland, 2013.

Conférence nationale :

- 9 G. Tagne, R. Talj, and A. Charara, Contrôle latéral d'un véhicule autonome par mode glissant du second ordre, ***5^{èmes} Journées Doctorales/Journées Nationales MACS***, Strasbourg, France, 2013.

Table des matières

1	Introduction générale	1
1.1	Contexte et motivations	1
1.2	Problématique	3
1.3	Contexte local de la thèse	4
1.4	Contributions	5
1.4.1	Commande des véhicules autonomes	5
1.4.2	Planification des trajectoires des véhicules autonomes	6
1.5	Plan du manuscrit	7
2	Modélisation du véhicule	9
2.1	Introduction	9
2.2	Modélisation du châssis ou caisse	10
2.2.1	Modélisation de la dynamique longitudinale et latérale	10
2.2.1.1	Modèles bicyclettes	11
2.2.1.2	Modèles de type 4-roues	13
2.2.2	Modélisation de la dynamique verticale	15
2.3	Modélisation de la liaison pneumatique/chaussée	16
2.3.1	Description du pneumatique	16
2.3.2	Modèles des forces de contact	17
2.3.2.1	Modèle linéaire	19
2.3.2.2	Modèle de Dugoff	19
2.3.2.3	Modèle de Pacejka	20
2.4	Conclusion	22
I	Contributions sur la commande	25
3	Etat de l'art sur la commande des véhicules autonomes	27
3.1	Introduction	27
3.2	Contrôle latéral	28
3.2.1	Modèles de véhicule	28
3.2.2	Différentes stratégies de commande	29
3.3	Contrôle longitudinal	31
3.4	Conclusion	32

4	Contrôle latéral par mode glissant d'ordre supérieur	35
4.1	Introduction	35
4.2	Principe de la commande par mode glissant	36
4.2.1	Mode glissant du premier ordre [Utkin, 1992]	36
4.2.1.1	Choix de la surface de glissement	37
4.2.1.2	Synthèse de la loi de commande	38
4.2.1.3	Phénomène de broutement	39
4.2.2	Mode glissant du second ordre : Algorithme du super-twisting	40
4.3	Contrôle latéral du véhicule autonome par l'algorithme du super-twisting	42
4.4	Conclusion	43
5	Contrôle latéral par le principe d'immersion et d'invariance	45
5.1	Introduction	45
5.2	Principe de la commande $I&I$	45
5.3	Contrôle latéral du véhicule autonome par $I&I$	47
5.3.1	Définition du problème de contrôle	48
5.3.2	Développement des lois de commande	50
5.3.2.1	Choix de la variable d'immersion z vers la variété identique à la variable de glissement s du SMC	51
5.3.2.2	Choix de la variable d'immersion z vers la variété différente de la variable de glissement s du SMC	53
5.3.3	Analyse de la dynamique cible	56
5.4	Conclusion	57
6	Analyse des propriétés de passivité de la dynamique latérale et conception de contrôleurs basés sur la passivité	59
6.1	Introduction	59
6.2	Passivité : concepts de base	59
6.2.1	Définition	59
6.2.2	Interconnexion de systèmes passifs	61
6.2.3	Commande par passivité	62
6.3	Analyse des propriétés de passivité de la dynamique latérale	62
6.3.1	Passivité de l'entrée-sortie $\tilde{\delta} \rightarrow \tilde{e}$	63
6.3.1.1	Cas 1 : Adhérence de la route $\mu = 1$	63
6.3.1.2	Cas 2 : Adhérence de la route $\mu \neq 1$	65
6.3.2	Passivité de l'entrée-sortie $\tilde{\delta} \rightarrow \dot{e}$	68
6.3.3	Stricte passivité de l'entrée-sortie $\tilde{\delta} \rightarrow \dot{\psi}$	69
6.3.4	Caractéristiques de passivité de l'erreur d'angle de dérive $\tilde{\beta}$	71
6.4	Conception de contrôleurs basés sur la passivité	72
6.4.1	Contrôleur PD	73
6.4.2	Contrôleur imbriqué	74
6.5	Conclusion	76

7	Validation et comparaison des lois de commande développées	77
7.1	Introduction	77
7.2	Rappel des principales lois de commande développées	78
7.2.1	Contrôleur par mode glissant (chapitre 4, paragraphe 4.3) . .	78
7.2.2	Contrôleurs par Immersion et Invariance (chapitre 5, paragraphe 5.3.2)	78
7.2.3	Contrôleur imbriqué passif (chapitre 6, paragraphe 6.4)	79
7.3	Validation à l'aide du simulateur de conduite SCANer TM Studio . .	80
7.3.1	Description de l'environnement de simulation	80
7.3.2	Contrôle latéral par mode glissant d'ordre supérieur	82
7.3.2.1	Test du contrôleur durant une conduite normale . . .	82
7.3.2.2	Robustesse par rapport aux incertitudes paramétriques du véhicule	82
7.3.3	Contrôle latéral par le principe d'immersion et d'invariance . .	85
7.3.3.1	Test du contrôleur durant une conduite normale . . .	85
7.3.3.2	Robustesse par rapport aux incertitudes paramétriques du véhicule	87
7.3.4	Contrôle latéral par la commande basée sur la passivité (PBC) .	88
7.3.4.1	Test du contrôleur durant une conduite normale . . .	88
7.3.4.2	Robustesse par rapport aux incertitudes paramétriques du véhicule	88
7.4	Validation en simulation utilisant des données réelles	91
7.4.1	Moyens expérimentaux et méthodologie de validation	92
7.4.1.1	Véhicule expérimental	92
7.4.1.2	Piste d'essai	94
7.4.1.3	Schéma descriptif de la validation	94
7.4.2	Test des contrôleurs durant une conduite normale avec paramètres nominaux connus	95
7.4.3	Robustesse des contrôleurs par rapport aux dynamiques fortement non linéaires	97
7.4.4	Robustesse par rapport aux incertitudes paramétriques du véhicule	100
7.5	Conclusion	100

II Contributions sur la planification de trajectoires 105

8	Etat de l'art sur les méthodes de planification de trajectoires pour la navigation des véhicules autonomes	107
8.1	Introduction	107
8.2	Principales méthodes réactives de planification de trajectoires de véhicules autonomes	108
8.2.1	Méthode des champs de potentiels	109
8.2.2	Méthodes basées sur la connectivité de l'espace navigable . . .	110

8.2.3	Méthode des champs de braquage constant	110
8.2.4	Fenêtre dynamique	110
8.2.5	Méthodes basées sur un modèle de prédiction	111
8.2.6	Méthode des tentacules	113
8.3	Présentation de la méthode des tentacules	114
8.3.1	Génération des tentacules	115
8.3.1.1	Tentacules en forme d’arcs de cercles	115
8.3.1.2	Tentacules parallèles à la route	116
8.3.1.3	Tentacules en forme de clothoïdes	117
8.3.2	Détermination des tentacules navigables	117
8.3.3	Choix du meilleur tentacule	118
8.4	Conclusion	118
9	Algorithmes de navigation développés	119
9.1	Introduction	119
9.2	Algorithme avec les tentacules en forme d’arcs de cercles	120
9.2.1	Motivations et description de l’algorithme	120
9.2.2	Génération des tentacules	121
9.2.3	Détermination des tentacules navigables	123
9.2.3.1	Zone de support	123
9.2.3.2	Distance de collision	124
9.2.4	Choix du meilleur tentacule	124
9.2.4.1	Critère 1 : dégagement du tentacule	125
9.2.4.2	Critère 2 : changement de braquage	125
9.2.4.3	Critère 3 : rapprochement de la trajectoire globale	126
9.3	Algorithme avec les tentacules en forme de clothoïdes	127
9.3.1	Motivations et génération des tentacules	127
9.3.1.1	Motivations	127
9.3.1.2	Génération des tentacules	127
9.3.2	Description de l’algorithme	129
9.4	Conclusion	131
10	Validation des algorithmes de planification de trajectoires développés	133
10.1	Introduction	133
10.2	Validation en simulation	133
10.2.1	Simulation sous Matlab/Simulink	133
10.2.1.1	Algorithme avec tentacules en arcs de cercles	134
10.2.1.2	Algorithme avec tentacules en forme de clothoïdes	137
10.2.2	Simulation sous SCANeR Studio	140
10.2.2.1	Schéma descriptif de la validation sous SCANeR Studio	141
10.2.2.2	Travaux réalisés et perspectives	142
10.3	Évaluation des algorithmes utilisant des données réelles	142
10.3.1	Moyens expérimentaux et méthodologie d’évaluation	143
10.3.1.1	Véhicule expérimental	143

10.3.1.2	Système de perception	143
10.3.1.3	Schéma descriptif de la validation	145
10.3.1.4	Résultats de l'évaluation	146
10.4	Conclusion	147
11	Conclusions et perspectives	151
11.1	Contributions	151
11.1.1	Commande des véhicules autonomes	151
11.1.2	Planification des trajectoires des véhicules autonomes	153
11.2	Perspectives	153
11.2.1	Perspectives sur la commande	153
11.2.2	Perspectives sur la planification des trajectoires	154
Annexes		157
Annexe 1 : Développement du contrôleur $I\&I_{V00}$		159
Annexe 2 : Passivité de l'entrée-sortie $\dot{\psi} \rightarrow \dot{e}$		167
Abbréviations et Notations		169
Bibliographie		173
Résumé		183
Abstract		185

Table des figures

1.1	Récapitulatif des systèmes d'aide à la conduite et de sécurité	2
1.2	Véhicule autonome Google	3
1.3	Navigation autonome	4
2.1	Véhicule avec ses principaux axes [Jazar, 2008]	10
2.2	Modèle bicyclette dynamique	11
2.3	Modèle bicyclette cinématique	12
2.4	Modèle 4-roues	13
2.5	Répartition des forces verticales : (a) Vue de profil, (b) Vue arrière [Jazar, 2008]	16
2.6	Pneumatique [Jazar, 2008]	17
2.7	Forces de contact du pneumatique : (a) F_x en fonction du glissement longitudinal σ_x , (b) F_y en fonction de l'angle de dérive α [Pacejka, 2006]	18
2.8	Paramètres du modèle de Pacejka	21
4.1	Principe de base de la commande par mode glissant	36
4.2	Plan de phase du super-twisting	41
5.1	Principe de la commande $I\&I$ [Astolfi et al., 2008]	47
5.2	Stratégie de commande du contrôleur $I\&I$	52
5.3	Réponses à un échelon de courbure : Variations de la vitesse (entrée dans un virage)	57
5.4	Réponses à un échelon de courbure : Variations de l'adhérence de la route pour $V_x = 20m/s \simeq 72km/h$	57
5.5	Réponses à un échelon de courbure : Variations de la masse pour $V_x = 20m/s$	58
6.1	Interconnexion : re-bouclage de systèmes passifs	61
6.2	Interconnexion en cascade de deux systèmes passifs	62
6.3	Schéma de connexion en cascade	69
6.4	Propriétés de passivité du système	72
6.5	Stratégie de commande du contrôleur imbriqué PBC	75
7.1	Exemples d'applications de simulation sur SCANeR Studio : a) Human- in-the-loop, b) Conduite autonome complètement intégrée dans le si- mulateur	80

7.2	Circuit de test SCANeR Studio	81
7.3	Profils (vitesse, courbure et pente de la route)	81
7.4	Contrôleur SMC en simulation sur SCANeR : (a) Trajectoires et erreurs, (b) Variables dynamiques	83
7.5	Contrôleur SMC, Robustesse par rapport aux incertitudes paramétriques, simulation sur SCANeR : (a) Incertitudes sur la rigidité de dérive du pneu, (b) Incertitudes sur la masse du véhicule	84
7.6	Contrôleurs $I\&I$ en simulation sur SCANeR, trajectoires et erreurs .	86
7.7	Simulation sur SCANeR : Angle de braquage des contrôleurs SMC et $I\&I$	86
7.8	Contrôleurs $I\&I$, robustesse par rapport aux incertitudes paramétriques sur la rigidité de dérive du pneu, simulation sur SCANeR . . .	87
7.9	Contrôleur PBC en simulation sur SCANeR : Trajectoires et erreurs .	89
7.10	Simulation sur SCANeR : Trajectoires et erreurs des trois contrôleurs développés	89
7.11	Simulation sur SCANeR, Contrôleur PBC : Robustesse par rapport aux incertitudes paramétriques : (a) Incertitudes sur la rigidité de dérive du pneu, (b) Incertitudes sur la masse du véhicule	90
7.12	Simulation sur SCANeR : Robustesse des contrôleurs par rapport aux incertitudes sur la rigidité de dérive du pneu	91
7.13	Véhicule expérimental (DYNA)	92
7.14	Capteurs installés sur le véhicule expérimental (DYNA) [Wang, 2013]	93
7.15	Piste d'essai du CERAM	94
7.16	Schéma descriptif de la validation	94
7.17	Test 1 : Conduite à vitesse longitudinale presque constante; (a) Vitesse longitudinale, (b) Trajectoires, (c) Variables dynamiques	96
7.18	Test 2 : Conduite à vitesse longitudinale variable et élevée; (a) Vitesse longitudinale, (b) Trajectoires, (c) Variables dynamiques	98
7.19	Test 3 : Conduite à vitesse longitudinale variable et courbure constante; (a) Vitesse longitudinale, (b) Trajectoires, (c) Variables dynamiques .	99
7.20	Test 1 : Robustesse des contrôleurs par rapport aux incertitudes paramétriques sur la rigidité de dérive du pneu, (a) SMC, (b), $I\&I$, (c) PBC	101
7.21	Test 1 : Robustesse des contrôleurs par rapport aux incertitudes paramétriques sur la masse du véhicule, (a) SMC, (b), $I\&I$, (c) PBC	103
8.1	Planification locale des trajectoires	108
8.2	Principe de la méthode des champs de potentiels : (a) Champs attractifs, (b) Champs répulsifs, (c) Illustration de l'évitement d'obstacle	109
8.3	Principe des méthodes basées sur la connectivité de l'espace navigable : (a) Graphes de visibilité [Lozano-prez and Wesley, 1979], (b) Diagrammes de Voronoï [Choset and Burdick, 2000]	111

8.4	Principe de la méthode des champs de braquage constant : (a) Milieu non structuré, (b) Milieu structuré [Kolski et al., 2006]	112
8.5	Prédiction de trajectoire : interpolation polynomiale	113
8.6	Principe de la méthode des tentacules [Hundelshausen et al., 2008] . .	113
8.7	Algorithme de navigation par la méthode des tentacules [Tang et al., 2013]	114
8.8	Tentacule en forme d'arcs de cercles	115
8.9	Tentacules parallèles à la route [Chu et al., 2012]	116
8.10	Tentacules en forme de clothoïdes [Chebly et al., 2014]	117
9.1	Algorithme avec les tentacules en forme d'arcs de cercles	120
9.2	Tentacules lisses	121
9.3	Etapes de la génération des tentacules en forme d'arcs-de-cercles . . .	122
9.4	Zone de support	124
9.5	fonction $V_{libre} = f(L_0)$	125
9.6	Détermination des paramètres de $V_{trajectoire}$	126
9.7	Etapes de la génération des tentacules en forme de clothoïdes	130
9.8	Tentacules en forme de clothoïdes	130
9.9	Algorithme de la planification des trajectoires par la méthode des tentacules en forme de clothoïdes	131
10.1	Schéma de validation des algorithmes sous Matlab	134
10.2	Carte globale du scénario de simulation	135
10.3	Algorithme avec tentacules en arc de cercles, Image extraite d'une vidéo montrant un évitement d'obstacle	136
10.4	Comportement de l'algorithme (tentacules en forme d'arcs de cercles) en présence d'un obstacle : (a) Trajectoires, (b) Coubures	137
10.5	Algorithme des tentacules en arcs de cercles, valeurs des critères de décision du meilleur tentacule choisi	138
10.6	Algorithme avec tentacules en arcs de cercles, Virages	138
10.7	Comportement de l'algorithme utilisant les tentacules en forme de clothoïdes en présence d'un obstacle à éviter	139
10.8	Algorithme avec tentacules en forme de clothoïdes, Vitesse du véhicule	140
10.9	Algorithme avec tentacules en forme de clothoïdes, valeurs des critères de décision du meilleur tentacule	140
10.10	Angles de braquage des algorithmes : (a) arcs de cercles, (b) clothoïdes	141
10.11	Schéma de validation des algorithmes sous SCANeR Studio	142
10.12	Véhicule expérimental (CARMEN)	143
10.13	Exemple de grilles d'occupation [Moras, 2013]	144
10.14	Schéma descriptif de l'évaluation expérimentale hors-ligne	145
10.15	Circuit d'essai	145
10.16	Evaluation des algorithmes utilisant des données réelles, profils de vitesse et trajectoire : (a) Trajectoire, (b) Vitesse	147

Table des figures

10.17	Capture d'une image vidéo de l'évaluation hors-ligne (tentacules en forme d'arcs de cercles)	148
10.18	Image vidéo de l'évaluation hors-ligne (tentacules en forme de clothoïdes)	148
10.19	Comparaison des angles de braquage : (a) arcs de cercles, (b) clothoïdes	149
11.1	Véhicules du projet Robotex et piste "Séville"	155

Liste des tableaux

6.1	Coefficient d'adhérence μ pour différents types de chaussée	68
7.1	Paramètres du modèle bicyclette du véhicule DYNA	93
7.2	Tableau récapitulatif de la comparaison des contrôleurs développés . .	102

Chapitre 1

Introduction générale

Sommaire

1.1	Contexte et motivations	1
1.2	Problématique	3
1.3	Contexte local de la thèse	4
1.4	Contributions	5
1.5	Plan du manuscrit	7

1.1 Contexte et motivations

L'automobile est un mode de transport très utilisé. Malgré des avancées majeures dans la conception de véhicules et dans la réalisation d'infrastructures, les accidents routiers restent l'une des principales causes de mortalité dans le monde (9^{ème} cause de décès dans le monde en 2004 selon l'Organisation Mondiale de la Santé). La sécurité routière est une priorité nationale pour la plupart des gouvernements dans le monde. Les prévisions pour 2030 sont alarmantes car les accidents de la route passeraient à la 5^{ème} place soit de 2,2 % à 3,6% des décès au niveau mondial [Peden et al., 2009].

La sécurité à bord des véhicules peut se définir à plusieurs niveaux :

La sécurité passive est composée de dispositifs ayant pour rôle de minimiser les effets de l'accident sans agir directement sur le véhicule. C'est dans ce sens que les "airbags" sont classés dans la catégorie des éléments de la sécurité passive. Comme autres exemples d'éléments de sécurité passive, nous pouvons citer les pneumatiques performants, la ceinture de sécurité.

La sécurité active regroupe tous les systèmes qui agissent directement sur le comportement du véhicule, souvent pour aider à corriger une des actions du conducteur. Nous pouvons citer l'exemple de : l'ESP (Electronic Stability Program), l'AFU (Assistance au Freinage d'Urgence) et l'ABS (Anti-lock Braking System).

La figure 1.1 donne un récapitulatif des systèmes d'aide à la conduite et de sécurité.

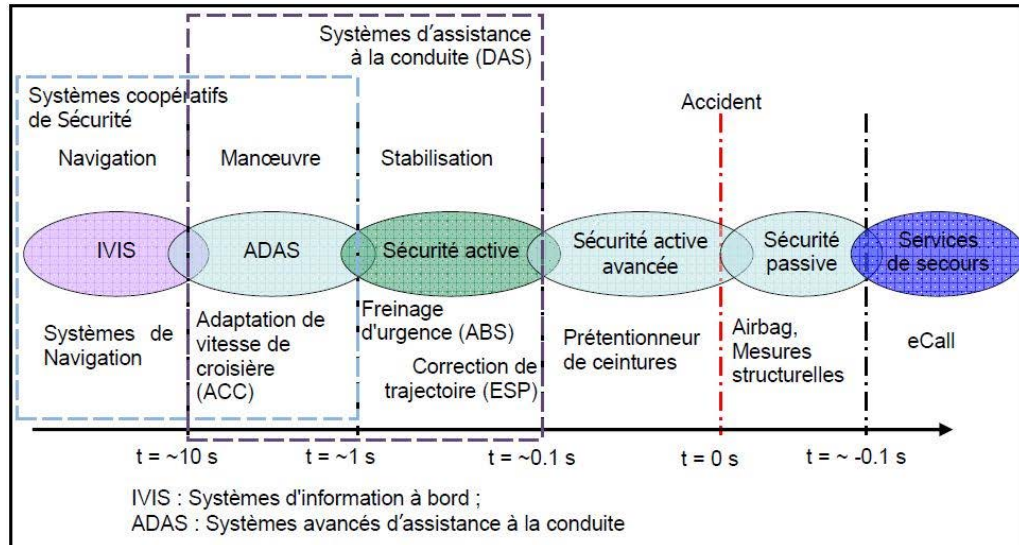


Figure 1.1 : Récapitulatif des systèmes d'aide à la conduite et de sécurité

Les statistiques montrent que plus de 90% des accidents routiers sont dus partiellement ou totalement à une erreur humaine [Gissinger, 2002]. Cette réalité est l'une des motivations principales pour le développement de véhicules intelligents permettant de prévoir et de compenser une défaillance du conducteur, du véhicule ou même encore d'assurer une conduite autonome. On peut classer les véhicules intelligents en trois catégories [Bishop, 2000] :

- **les véhicules avec systèmes d'alerte :**

De tels systèmes embarqués informent le conducteur sans agir sur le véhicule. Comme exemples, nous pouvons citer les véhicules équipés de systèmes d'alerte anti-collision et d'Avertissement de Franchissement Involontaire de Ligne (AFIL).

- **les véhicules avec systèmes de correction :**

Ici le système embarqué agit partiellement et ponctuellement sur le véhicule. Comme exemples, nous pouvons citer l'ABS, l'ESP ainsi que les systèmes d'évitement de collisions.

- **les véhicules autonomes :**

Un véhicule autonome est un véhicule capable de rouler automatiquement, en toute autonomie dans un trafic réel et sur une infrastructure non spécifique sans l'intervention d'un être humain dont le rôle est limité à la supervision.

Les véhicules autonomes ont de nombreux usages dans la vie quotidienne. Ils peuvent servir à assurer un déplacement sans conducteur, l'accomplissement des missions militaires sans risque de perte en vie humaine ou encore aider des handicapés. Ils permettent également d'améliorer la sécurité routière par l'intégration d'applications sécuritaires capables de détecter et de corriger les réactions non appropriées du conducteur ; constituant ainsi une base pour le développement et la validation des systèmes embarqués d'aide à la conduite (ADAS). En outre, ils peuvent aider à assurer une réduction d'énergie et à améliorer le confort.

Le développement de véhicules autonomes aura de nombreux avantages économiques, sociétaux et environnementaux. Il reste toutefois à relever les nombreux défis scientifiques et technologiques que cela implique.

1.2 Problématique

Durant ces dix dernières années, plusieurs challenges à l’instar du “DARPA Grand Challenge” (2004, 2005), du “DARPA Urban Challenge” (2007), du “China challenge” (2010), et du “Korea challenge” (Autonomous Vehicle Competitions 2010, 2012, 2013), ont stimulé la recherche pour la conception des véhicules autonomes. C’est un domaine de recherche en pleine expansion. Ainsi plusieurs laboratoires et industriels sont intéressés par le développement d’applications de conduite autonome ; voir les références [Wei et al., 2013, Bertozzi et al., 2011] pour citer quelques exemples.

La figure 1.2 présente un véhicule autonome de la société Google qui a obtenu en 2011 le premier permis de rouler pour un véhicule autonome, dans l’état du Nevada aux États-Unis [Smith, 2014]. Par la suite, plusieurs autres états ont autorisé la circulation des véhicules autonomes sur leur territoire : la Floride (2012), la Californie (2012) et le Michigan (2013).



Figure 1.2 : Véhicule autonome Google

Bien que la circulation des véhicules autonomes nécessite des changements majeurs et mettra certainement du temps à se réaliser, les recherches dans ce domaine constituent un tremplin pour le développement et la validation des systèmes embarqués d’aide à la conduite (ADAS).

Une conduite autonome requiert trois étapes clés (figure 1.3) : la perception de l’environnement et localisation, la planification des trajectoires et le contrôle du véhicule :

- La perception de l’environnement consiste à détecter la chaussée, les voies, les obstacles fixes et mobiles, etc. Le système de vision composé des capteurs tels que, caméra, lidar, radars et GPS, est couramment utilisé pour atteindre cet objectif.

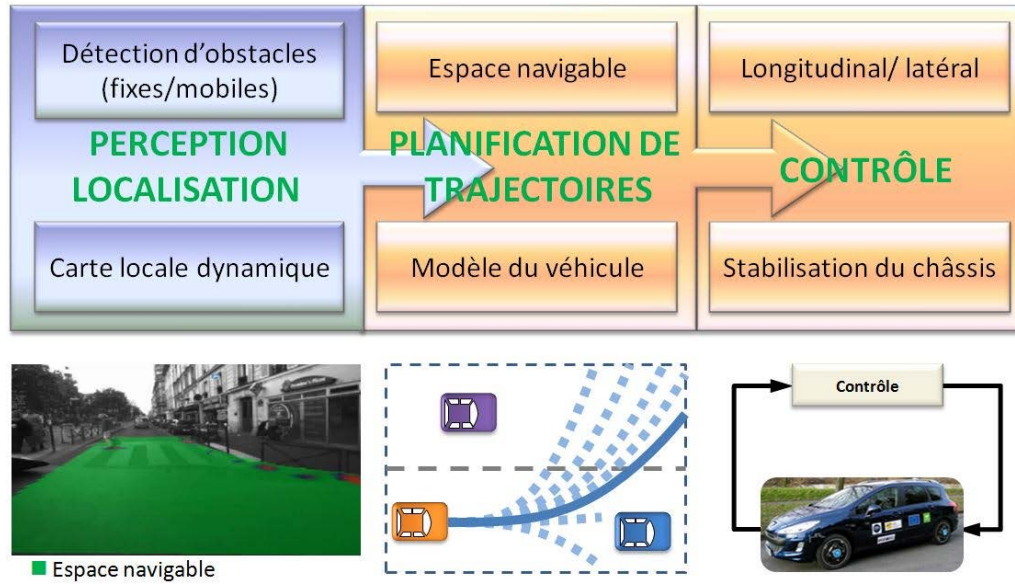


Figure 1.3 : Navigation autonome

La perception permet de fournir une carte dynamique de l'environnement proche du véhicule. La localisation permet au véhicule de se repérer dans un repère global, ce qui permettrait de définir les itinéraires possibles de navigation pour atteindre l'objectif fixé.

- La génération de trajectoire consiste à calculer une trajectoire de référence, qui évite les obstacles et respecte plusieurs autres critères ; comme le confort, la sécurité des passagers et le code de la route.
- Le contrôle du véhicule consiste à manœuvrer le véhicule utilisant les actionneurs tels que le volant, le frein et l'accélérateur pour suivre la trajectoire de référence. Cette étape peut être subdivisée en deux tâches : le contrôle longitudinal et le contrôle latéral.

1.3 Contexte local de la thèse

L'un des enjeux majeurs aujourd'hui est de garantir une conduite autonome à grande vitesse ; c'est-à-dire des vitesses supérieures ou égales à $5m/s \cong 18km/h$, où le comportement dynamique du véhicule ne peut plus être négligé [Rajamani, 2006]. C'est dans ce sens que le travail effectué dans cette thèse porte sur la planification des trajectoires et la commande des véhicules autonomes. Ces travaux se situent dans le cadre d'un projet très ambitieux lancé par le laboratoire Heudiasyc sur la conduite autonome à grande vitesse, en lien avec les programmes d'investissements d'avenir : l'Equipex Robotex¹ et le Labex MS2T².

1. www.equipex-robotex.fr

2. www.utc.fr/labexms2t

« Les équipements d'excellence Robotex » est un réseau national de plates-formes expérimentales de robotique. Le laboratoire Heudiasyc coordonne le volet « robotique mobile terrestre et aérien » de Robotex. Cette infrastructure cohérente d'équipements techniques à laquelle est associée une expertise scientifique et technologique de haut niveau doit permettre de :

- favoriser des actions de recherche s'appuyant sur des projets collaboratifs entre équipes scientifiques et techniques, laboratoires et entreprises ;
- faciliter l'acquisition et l'accès à de gros équipements et à des terrains d'expérimentation ;
- accroître la visibilité de la robotique française et son rayonnement international.

Le projet Labex MS2T “Maîtrise des Systèmes de Systèmes Technologiques”, porté par Heudiasyc en association avec deux autres laboratoires de l'Université de Technologie de Compiègne (BMBI UMR 7338, Roberval UMR 7337) et le CNRS, vient répondre à de forts enjeux socio-économiques dans différents domaines en visant un large champ d'applications. En effet, le développement des moyens de communication entraîne l'interconnexion à grande échelle de systèmes technologiques autonomes pouvant collaborer pour la réalisation de certaines tâches : on parle alors de « systèmes de systèmes technologiques ». Par exemple dans le domaine des transports et mobilité, nous pouvons citer les véhicules intelligents ou encore, les systèmes de transports multimodaux.

Cette thèse a été réalisée au sein de l'UMR CNRS Heudiasyc de l'Université de Technologie de Compiègne (UTC) et a été financée par une allocation ministérielle de recherche.

1.4 Contributions

Comme mentionné précédemment, ces travaux de recherche se focalisent sur deux étapes clés pour réaliser une conduite autonome : *la planification des trajectoires dynamiquement réalisables et le développement de lois de commande robuste qui assurent, en temps réel, le suivi de la trajectoire de référence*. Pour y arriver, après une étude bibliographique approfondie, plusieurs contributions ont été proposées.

1.4.1 Commande des véhicules autonomes

En ce qui concerne la commande des véhicules autonomes à grande vitesse, un contrôleur latéral par mode glissant d'ordre supérieur a été proposé. Dans [Tagne et al., 2013a], nous avons développé une stratégie de commande utilisant l'algorithme du super-twisting pour minimiser le déplacement latéral du véhicule autonome. La particularité d'une telle stratégie est de permettre de bénéficier de la robustesse du contrôleur par mode glissant par rapport aux incertitudes paramétriques et aux

perturbations. Son inconvénient est l'utilisation d'une fonction discontinue dans la commande.

Afin d'enrichir l'approche utilisée et compte tenu de la ressemblance implicite entre le principe de contrôle par mode glissant (SMC) et le principe de la commande par Immersion et Invariance (*I&I*), un contrôleur basé sur l'*I&I* a été développé dans le but de pallier les inconvénients du SMC. Notamment, le contrôleur *I&I* a permis une réduction du broutement ou élimination de la discontinuité et une prise en compte plus importante du modèle. Une première version de ce contrôleur a été développée dans [Talj et al., 2013]. Pour l'améliorer, une seconde version a été développée [Tagne et al., 2013b] et une comparaison avec le SMC a été faite [Tagne et al., 2014a]. Le développement de ce nouveau contrôleur nous a permis de garantir une stabilité robuste indépendamment du choix des gains positifs du contrôleur. Ce résultat fort de stabilité nous a incité à étudier les propriétés intrinsèques du système.

Une étude des propriétés de passivité du système a été réalisée dans [Tagne et al., 2014b]. Nous avons montré que l'erreur de lacet est une sortie strictement passive pour une entrée de braquage. De même, la dérivée de l'erreur latérale est une sortie passive pour l'entrée de braquage ou pour l'erreur de lacet. En outre, l'erreur d'angle de dérive n'est pas une sortie passive (à grande vitesse) pour une entrée de braquage.

L'intérêt de la passivité découle du re-bouclage des systèmes passifs. En effet, Il y-a stabilité interne quand on reboucle une sortie passive avec un contrôleur passif. On peut donc rechercher la passivité comme moyen d'imposer une stabilité robuste. Cette démarche est particulièrement pertinente dans les applications de contrôle latéral de véhicules intelligents où le contrôleur doit garantir une stabilité robuste pour une conduite à grande vitesse, ainsi qu'une robustesse par rapport aux incertitudes paramétriques et aux perturbations.

Par la suite, nous avons développé des contrôleurs robustes basés sur ces propriétés de passivité [Tagne et al., 2014c]. Nous avons montré qu'un contrôleur imbriqué de structure PD-PI assurera la stabilité en préservant les propriétés de passivité du système garantissant de bonnes performances.

1.4.2 Planification des trajectoires des véhicules autonomes

Concernant la planification de trajectoires, nous avons effectué un état de l'art sur les méthodes de planification de trajectoires. Cette étude bibliographique nous a permis de choisir ***l'approche réactive par génération de tentacules pour assurer notre navigation autonome dans un contexte incertain***. Après une étude de la méthode de base [Hundelshausen et al., 2008], nous l'avons implantée sous MATLAB. Ensuite nous avons proposé quelques améliorations :

1. l'évaluation prioritaire des tentacules lisses ;
2. la génération de tentacules en forme de clothoïdes.

Des résultats de simulation montrent que l'algorithme donne de bons résultats vis-à-vis les objectifs attendus d'évitement d'obstacles et de suivi de trajectoire globale de référence.

1.5 Plan du manuscrit

Après une introduction générale et un chapitre sur la modélisation du véhicule, le manuscrit est organisé en deux parties détaillant les contributions résumées ci-dessus.

La première partie composée de cinq chapitres (chapitres 3, 4, 5, 6 et 7) présente les principales contributions sur la commande du véhicule. Le troisième chapitre présente les différentes approches utilisées dans la littérature pour commander le véhicule et dégage les principaux axes de recherche dans ce domaine. Le quatrième chapitre présente le contrôle latéral par mode glissant d'ordre supérieur. Compte tenu de la ressemblance implicite entre le mode glissant et le principe de l'immersion et l'invariance, le cinquième chapitre présente l'utilisation de l'immersion et l'invariance pour améliorer les performances du SMC. Dans le sixième chapitre, nous étudions les propriétés de passivité du système, puis nous développons deux contrôleurs basés sur ces propriétés. Cette partie se termine par le septième chapitre qui présente des résultats de simulation et d'évaluation expérimentale.

La deuxième partie présente les principales contributions sur la planification des trajectoires et contient trois chapitres (chapitres 8, 9 et 10). Dans le huitième chapitre, une étude bibliographique sur la génération de trajectoires pour la navigation des véhicules autonomes est présentée. Dans le neuvième chapitre, nous présentons les algorithmes de navigation développés durant ces travaux de recherche, ainsi qu'une étude de faisabilité de ces stratégies de génération de trajectoires pour une conduite à grande vitesse. Dans le dixième chapitre, nous présentons la validation des algorithmes de planification de trajectoire développés.

Nous finissons ce manuscrit en présentant les principales conclusions et perspectives de nos travaux.

Chapitre 2

Modélisation du véhicule

Sommaire

2.1	Introduction	9
2.2	Modélisation du châssis ou caisse	10
2.3	Modélisation de la liaison pneumatique/chaussée	16
2.4	Conclusion	22

2.1 Introduction

Un véhicule automobile est un système non-holonyme permettant d'assurer le transport des personnes et des biens. Durant ces dernières années, les avancées technologiques ont favorisé l'émergence des véhicules intelligents équipés de capteurs, permettant ainsi de prévoir et de compenser une défaillance du conducteur, du véhicule ou de l'environnement de conduite. La mise au point de telles applications exige une modélisation suffisamment représentative du véhicule.

Modéliser un système, c'est entre autres établir les équations différentielles qui caractérisent l'évolution de ses paramètres et variables au cours du temps. Pour décrire son comportement, différents modèles sont proposés dans la littérature avec des simplifications plus ou moins importantes, faites selon le besoin de l'application embarquée à concevoir. Le modèle approprié dépend des objectifs et de l'application qu'on envisage réaliser. Dans ce chapitre, nous présenterons les différents modèles de véhicule les plus rencontrés dans la littérature. Nous insisterons principalement sur les modèles les plus utilisés dans les applications de conduite autonome ainsi que ceux utilisés durant ces travaux de recherche.

Les travaux de recherche présentés dans ce mémoire se focalisent principalement sur deux étapes clés pour réaliser une conduite autonome : la planification des trajectoires et le développement de lois de commande robustes qui assurent, en temps réel, le suivi de la trajectoire de référence. Pour y arriver, la connaissance d'un modèle de véhicule est nécessaire. Cette connaissance nous permettra, entre autre, de :

- choisir les modèles de véhicule et forces de contact pneumatique/chaussée les plus appropriés pour notre application de conduite autonome à grande vitesse (modèle pour l'élaboration des lois de commande et/ou pour la validation en simulation) ;
 - générer des trajectoires de formes dynamiquement faisables, tenant compte du caractère non-holonyme du véhicule ;
 - connaître et définir les limites dynamiques de stabilité et les conditions de confort des passagers, qui seront prises en compte lors de la génération de trajectoires.
- Par la suite, des lois de commande évitant tout dérapage ou renversement seront élaborées.

Le véhicule (figure 2.1) est un système qui peut être décomposé en deux sous-systèmes en interaction : le châssis ou caisse et la liaison pneumatique/chaussée. Nous présenterons dans les paragraphes suivants les principaux modèles de ces deux sous-systèmes. Ces modèles s'appuient sur les références [Kiencke and Nielsen, 2005], [Pacejka, 2006], [Dugoff et al., 1970], [Jazar, 2008], [Ackermann et al., 1995], [Rajamani, 2006], [Li and Wang, 2007].

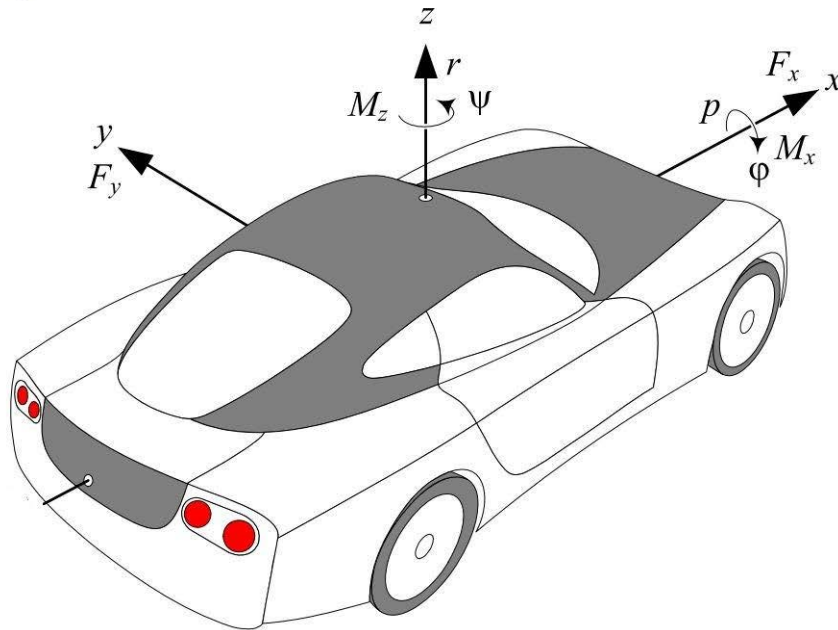


Figure 2.1 : Véhicule avec ses principaux axes [Jazar, 2008]

2.2 Modélisation du châssis ou caisse

2.2.1 Modélisation de la dynamique longitudinale et latérale

Dans la littérature, il existe plusieurs modèles dont les principaux sont :

- les modèles bicyclettes,
- les modèles de type 4 roues.

2.2.1.1 Modèles bicyclettes

Ce sont les modèles les plus utilisés pour la génération de trajectoire et l'élaboration des lois de commande pour le contrôle du véhicule [Rajamani, 2006], [Li and Wang, 2007]. Dans ces modèles, le roulis et le tangage sont négligés. Il est important de noter qu'on distingue principalement deux modèles bicyclettes : le modèle bicyclette dynamique et le modèle bicyclette cinématique.

Modèle bicyclette dynamique

Ce modèle (figure 2.2) est utilisé pour représenter le comportement latéral du véhicule (accélération latérale a_y , vitesse de lacet $\dot{\psi}$, angle de dérive β), suppose que le véhicule est symétrique, et les angles de dérive sur le même essieu sont égaux (α). Les dynamiques du roulis et du tangage sont négligées et les angles sont supposés être faibles (angle de braquage du pneu δ , angle de dérive β).

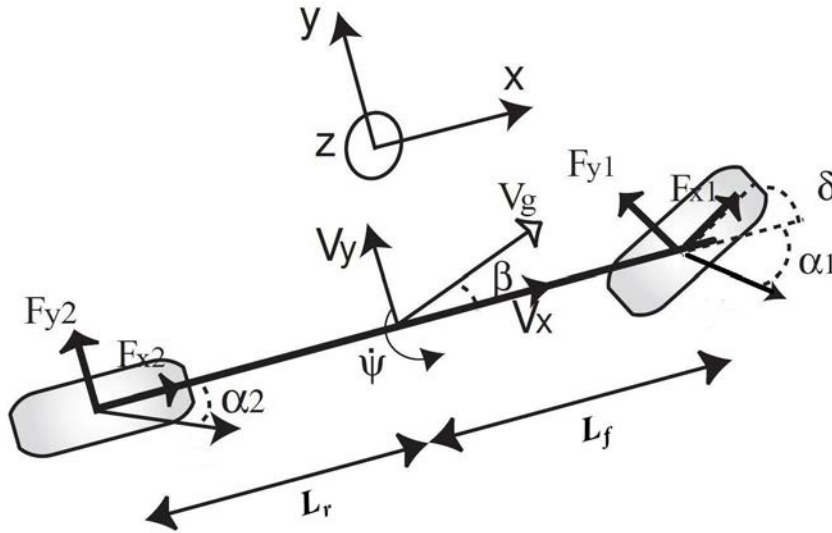


Figure 2.2 : Modèle bicyclette dynamique

Avec un modèle linéaire de forces pneumatiques, on obtient un modèle Linéaire à Paramètre Variant (LPV), la vitesse longitudinale V_x étant le paramètre variant. Le modèle LPV, constitué du déplacement latéral et de lacet, est donné par les équations suivantes, [Ackermann et al., 1995], [Rajamani, 2006] :

$$\begin{aligned} \ddot{y} &= -\frac{\mu(C_f + C_r)}{mV_x} \dot{y} - \left(\frac{\mu(L_f C_f - L_r C_r)}{mV_x} + V_x \right) \dot{\psi} + \frac{\mu C_f}{m} \delta \\ \ddot{\psi} &= -\frac{\mu(L_f C_f - L_r C_r)}{I_z V_x} \dot{y} - \frac{\mu(L_f^2 C_f + L_r^2 C_r)}{I_z V_x} \dot{\psi} + \frac{\mu L_f C_f}{I_z} \delta \end{aligned} \quad (2.1)$$

où y et ψ représentent respectivement la position latérale et l'angle de lacet du véhicule; δ , l'angle de braquage au niveau du pneu, V_x , la vitesse longitudinale; β , l'angle de dérive au Centre de Gravité (CdG); m , la masse du véhicule; I_z , le

moment d'inertie ; L_f , la distance essieu avant - CdG ; L_r , la distance essieu arrière - CdG ; C_f , la rigidité de dérive du pneu avant ; C_r , la rigidité de dérive du pneu arrière ; et μ , le coefficient d'adhérence de la chaussée.

De nos jours, ce modèle bicyclette est de loin le plus utilisé. Il représente de façon assez satisfaisante le comportement latéral du véhicule dans des situations de conduite normale.

Modèle bicyclette cinématique

A faible vitesse, l'hypothèse selon laquelle la vitesse de chaque roue est dans la direction de la roue peut être faite ; i.e. la dérive peut être négligée. On obtient ainsi un modèle purement géométrique (figure 2.3).

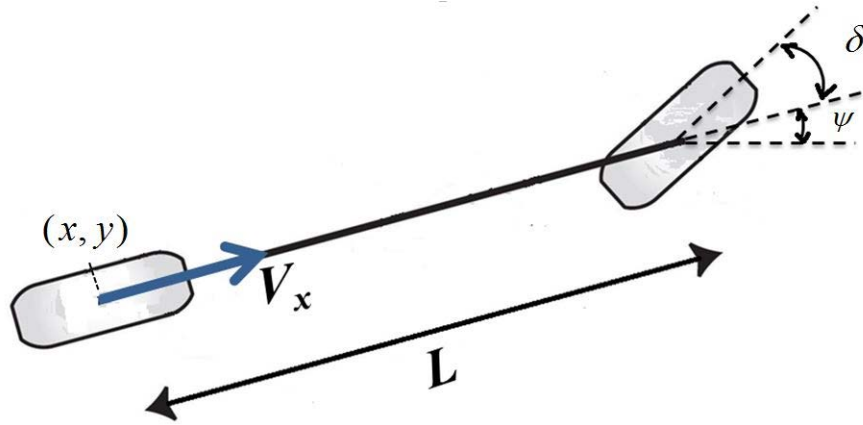


Figure 2.3 : Modèle bicyclette cinématique

Ce modèle est utilisé pour de faibles vitesses ($< 5\text{m/s}$) [Rajamani, 2006] et est donné par les équations :

$$\begin{aligned}\dot{\psi} &= \frac{V_x}{L} \tan(\delta) \\ \dot{x} &= V_x \cos(\psi) \\ \dot{y} &= V_x \sin(\psi)\end{aligned}\tag{2.2}$$

Il est important de souligner que bien que les aspects dynamiques soient négligés dans ce modèle, l'hypothèse d'angles faibles n'est pas faite. Outre sa simplicité, ceci explique en partie l'utilisation de ce modèle pour des applications à faibles vitesses, généralement avec des grands braquages (manœuvres de parking, gestion des intersections). Par exemple, Stanley, le véhicule autonome qui avait remporté le DARPA Grand Challenge (2005) utilisa ce modèle pour la conception du contrôleur latéral [Thrun et al., 2006].

2.2.1.2 Modèles de type 4-roues

Lors de sollicitation du véhicule dans des zones de comportement non linéaire, les modèles bicyclettes ne sont plus suffisants pour modéliser le comportement dynamique du véhicule. Les modèles de type 4-roues sont plus représentatifs pour de fortes sollicitations mais sont peu utilisés lors de la conception des applications automobiles embarquées à cause de leur complexité. En revanche, ils sont largement utilisés pour simuler le comportement du véhicule lors de la validation d'algorithmes embarqués.

La figure 2.4 présente le modèle 4-roues. Les équations des différentes dynamiques

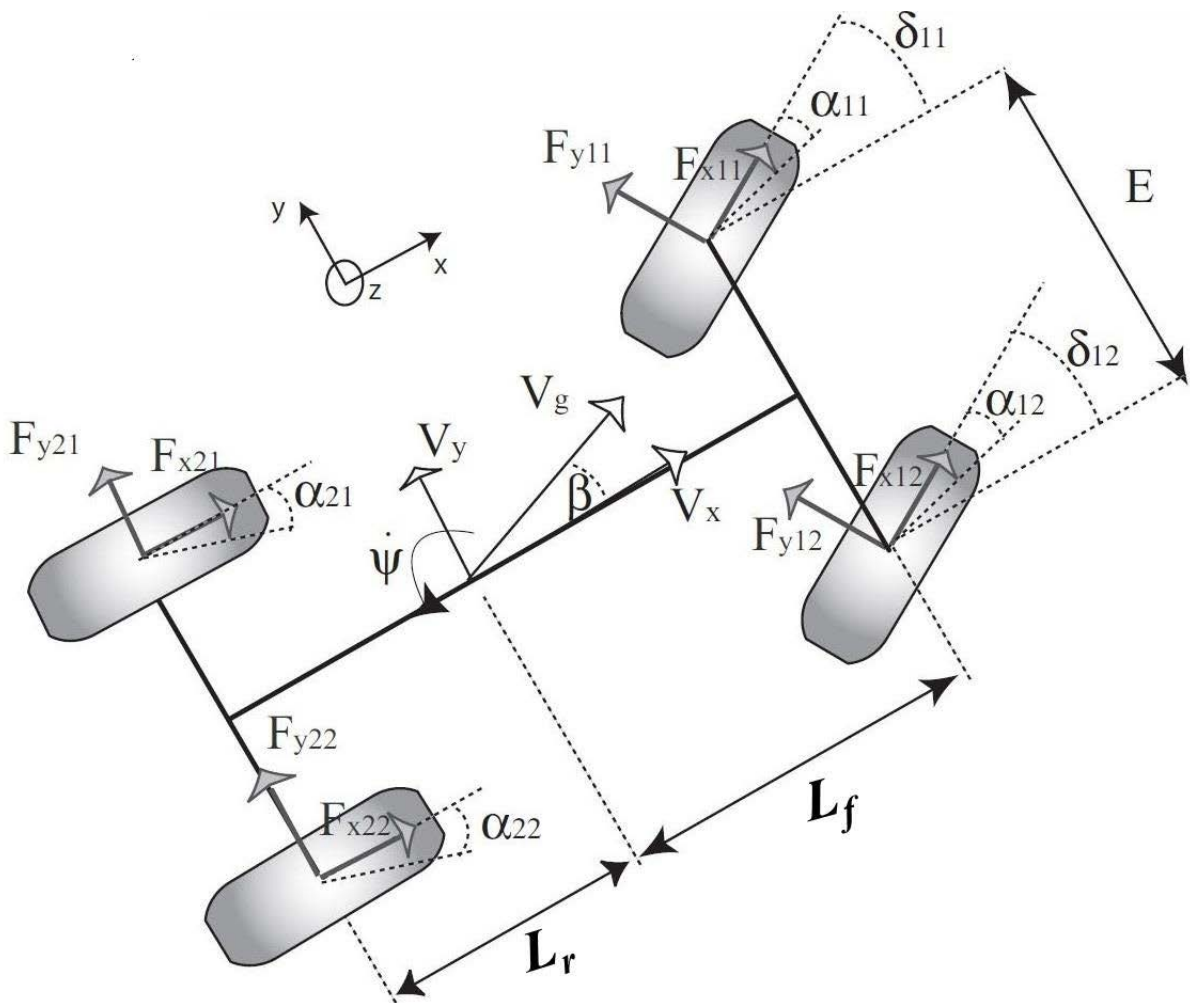


Figure 2.4 : Modèle 4-roues

(longitudinale V_x , latérale V_y , de lacet $\dot{\psi}$ et de roulis $\dot{\phi}_v$) du modèle 4-roues utilisé

dans ces travaux de recherche sont données par :

$$\begin{aligned}
 \dot{V}_x &= \dot{\psi}V_y + \frac{1}{m}(\sum_{i=1}^2 \sum_{j=1}^2 F_{xij} - F_{aero} + m_s h \dot{\psi} \dot{\phi}_v) \\
 \dot{V}_y &= -\dot{\psi}V_x + \frac{1}{m}(\sum_{i=1}^2 \sum_{j=1}^2 F_{yij} + F_{bank} - m_s h \psi \ddot{\phi}_v) \\
 \ddot{\psi} &= \frac{1}{I_z}(\sum_{i=1}^4 M_{zi} + I_{xz} \ddot{\phi}_v) \\
 \ddot{\phi}_v &= \frac{1}{I_{xx}}(\sum_{i=1}^4 M_{xi} - m_s h (\ddot{y} + \dot{\psi}V_x) + I_{xz} \ddot{\psi}) \\
 a_x &= \dot{V}_x - V_y \dot{\psi} \\
 a_y &= \dot{V}_y + V_x \dot{\psi}
 \end{aligned} \tag{2.3}$$

où,

$$\begin{aligned}
 \sum_{i=1,j=1}^2 F_{xij} &= -(F_{y11} + F_{y12}) \sin \delta + (F_{x11} + F_{x12}) \cos \delta + F_{x21} + F_{x22} , \\
 \sum_{i=1,j=1}^2 F_{yij} &= (F_{y11} + F_{y12}) \cos \delta + (F_{x11} + F_{x12}) \sin \delta + F_{y21} + F_{y22} , \\
 \sum_{i=1}^4 M_{zi} &= L_f \left((F_{y11} + F_{y12}) \cos \delta + (F_{x11} + F_{x12}) \sin \delta \right) - L_r (F_{y21} + F_{y22}) \\
 &\quad + \frac{E}{2} \left((F_{y11} - F_{y12}) \sin \delta + (F_{x12} - F_{x11}) \cos \delta + F_{x22} - F_{x21} \right) , \\
 \sum_{i=1}^4 M_{xi} &= [m_s g h - (K_{\phi f} + K_{\phi r})] \phi_v - (C_{\phi f} + C_{\phi r}) \dot{\phi}_v , \\
 F_{aero} &= \frac{1}{2} \rho_a S C_x V_x^2 , \\
 F_{bank} &= m g \sin(\phi_r) .
 \end{aligned} \tag{2.4}$$

avec V_x , V_y , les vitesses longitudinale et latérale ; F_{xij} , F_{yij} , les forces longitudinales et latérales des pneus où $i = 1, 2$ pour avant/arrière et $j = 1, 2$ pour gauche/droite respectivement ; I_{xx} , le moment d'inertie de la masse suspendue du véhicule par rapport à l'axe de roulis ; I_{xz} , le moment d'inertie roulis/lacet ; E , l'empattement du véhicule (longueur de l'essieu) ; g , la constante gravitationnelle ; h , la hauteur du centre de gravité ; m_s , la masse suspendue ; ϕ_v , l'angle de roulis ; $K_{\phi f}$, $K_{\phi r}$, les coefficients de frottement roulis avant et arrière ; $C_{\phi f}$, $C_{\phi r}$, la rigidité du roulis avant et arrière ; ϕ_r , l'angle de dévers de la route ; C_x , le coefficient de traînée aérodynamique ; S , la surface frontale du véhicule ; et ρ_a , la masse volumique de l'air.

L'angle de dérive de chaque pneumatique α_{ij} est donné par [Kiencke and Nielsen, 2005] :

$$\begin{aligned}\alpha_{11} &= \delta - \arctan\left(\frac{V_y + L_f \dot{\psi}}{V_x - \frac{E}{2} \dot{\psi}}\right), \\ \alpha_{12} &= \delta - \arctan\left(\frac{V_y + L_f \dot{\psi}}{V_x + \frac{E}{2} \dot{\psi}}\right), \\ \alpha_{21} &= -\arctan\left(\frac{V_y - L_r \dot{\psi}}{V_x - \frac{E}{2} \dot{\psi}}\right), \\ \alpha_{22} &= -\arctan\left(\frac{V_y - L_r \dot{\psi}}{V_x + \frac{E}{2} \dot{\psi}}\right).\end{aligned}\tag{2.5}$$

Le glissement longitudinal est défini comme suit :

$$\sigma_{xij} = \begin{cases} \frac{R_{eff}\omega - V_{\omega x}}{R_{eff}\omega} \text{ durant l'accélération,} \\ \frac{R_{eff}\omega - V_{\omega x}}{V_{\omega x}} \text{ durant le freinage.} \end{cases}\tag{2.6}$$

avec $V_{\omega x}$, la vitesse longitudinale réelle de l'axe de la roue. $R_{eff}\omega$ la vitesse linéaire équivalente du pneumatique, où ω est la vitesse de rotation de la roue et R_{eff} le rayon effectif du pneumatique.

Les angles de dérive (2.5), les glissements longitudinaux (2.6) ainsi que les charges verticales seront utilisés par le modèle de forces de contact pneumatique/chaussée (voir section 2.3) pour déterminer les efforts F_{xij} et F_{yij} de l'équation (2.3).

Il est important de souligner qu'il existe des modèles 4-roues plans, où le roulis et le tangage sont négligés (ex. [Rabhi, 2004]),

2.2.2 Modélisation de la dynamique verticale

La détermination de la répartition non homogène de la masse totale du véhicule sur chaque pneumatique est une étape importante pour analyser le comportement dynamique du véhicule en virage. En effet, la charge appliquée sur chaque pneumatique détermine les forces maximales disponibles en longitudinal et en latéral. La figure 2.5 présente cette répartition.

Dans la littérature, plusieurs modèles permettent d'analyser le comportement vertical du véhicule :

- les modèles « quart de véhicule »,
- les modèles « demi véhicule »,
- les modèles à quatre roues.

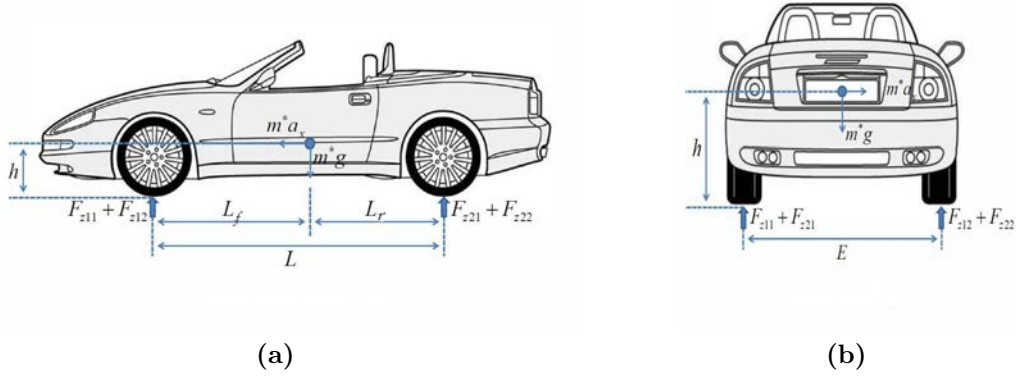


Figure 2.5 : Répartition des forces verticales : (a) Vue de profil, (b) Vue arrière [Jazar, 2008]

Les efforts verticaux dépendent de la masse du véhicule et de sa répartition, des caractéristiques de la chaussée (pente, dévers), des accélérations, du roulis, etc. Les modèles à quatre roues ou modèles complets prennent en compte le mouvement vertical, le tangage et le roulis ainsi que leur couplage. Dans les travaux de recherche présentés dans ce rapport, les forces verticales du modèle quatre roues développé pour les simulations sont calculées par les équations [Kiencke and Nielsen, 2005] :

$$\begin{aligned}
 F_{z11} &= \frac{1}{2}m\left(\frac{L_r}{L}g - \frac{h}{L}a_x\right) - m\left(\frac{L_r}{L}g - \frac{h}{L}a_x\right)\frac{h}{Eg}a_y \\
 F_{z12} &= \frac{1}{2}m\left(\frac{L_r}{L}g - \frac{h}{L}a_x\right) + m\left(\frac{L_r}{L}g - \frac{h}{L}a_x\right)\frac{h}{Eg}a_y \\
 F_{z21} &= \frac{1}{2}m\left(\frac{L_f}{L}g + \frac{h}{L}a_x\right) - m\left(\frac{L_f}{L}g + \frac{h}{L}a_x\right)\frac{h}{Eg}a_y \\
 F_{z22} &= \frac{1}{2}m\left(\frac{L_f}{L}g + \frac{h}{L}a_x\right) + m\left(\frac{L_f}{L}g + \frac{h}{L}a_x\right)\frac{h}{Eg}a_y
 \end{aligned} \tag{2.7}$$

où l'angle de carrossage et la dynamique de suspension sont négligés.

2.3 Modélisation de la liaison pneumatique/chaussée

2.3.1 Description du pneumatique

Un pneumatique (figure 2.6) est un toroïde viscoélastique. Il est la seule interface entre le véhicule et la chaussée. Il permet principalement de supporter la charge verticale du véhicule (F_z), de développer les forces longitudinales en cas d'accélération ou freinage (F_x), et de développer les forces latérales dans un virage (F_y).

Le modèle des forces de contact pneumatique/chaussée a un impact important sur les performances des modèles de véhicule. Le choix de ce modèle est donc une étape importante dans la modélisation de la dynamique d'un véhicule. La modélisation du

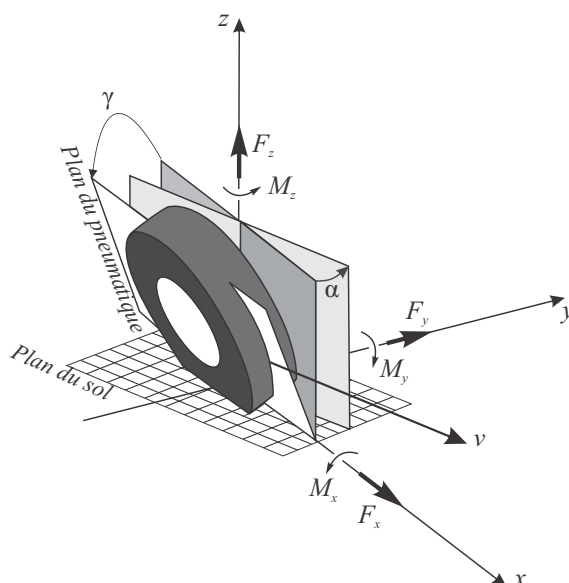


Figure 2.6 : Pneumatique [Jazar, 2008]

contact pneu/chaussée revient à déterminer la relation liant les forces de contact au le glissement longitudinal σ_x et à l'angle de dérive α . Cette relation, complexe, est donnée par la figure 2.7.

Les résultats expérimentaux [Lechner, 2002], [Pacejka, 2006] montrent que la force longitudinale du pneumatique F_x est proportionnelle aux faibles valeurs du glissement longitudinal σ_x , et que la force latérale F_y est proportionnelle aux faibles valeurs de l'angle de dérive α , comme le montre la figure 2.7. Chaque pneumatique du véhicule a des faibles valeurs de α et σ_x dans les conditions de conduite normales. Au-delà d'un certain seuil, le pneumatique entre dans la zone de saturation, et les relations liant les forces avec α et σ_x ne sont plus linéaires.

2.3.2 Modèles des forces de contact

La modélisation des forces du contact pneumatique/chaussée est assez complexe. De très nombreux modèles existent dans la littérature, nous pouvons citer : le modèle linéaire, le modèle exponentiel [Burckhardt, 1993], [Kiencke and Nielsen, 2005], les modèles physiques de forces (Brush, LuGre [Canudas de Wit, 1995], [Canudas de Wit, 2003]), le modèle de Dugoff [Dugoff et al., 1970] et le modèle de Pacejka [Pacejka, 2006].

Dans ce manuscrit seront présentés : le modèle linéaire, le modèle de Dugoff [Dugoff et al., 1970] et le modèle de Pacejka [Pacejka, 2006].

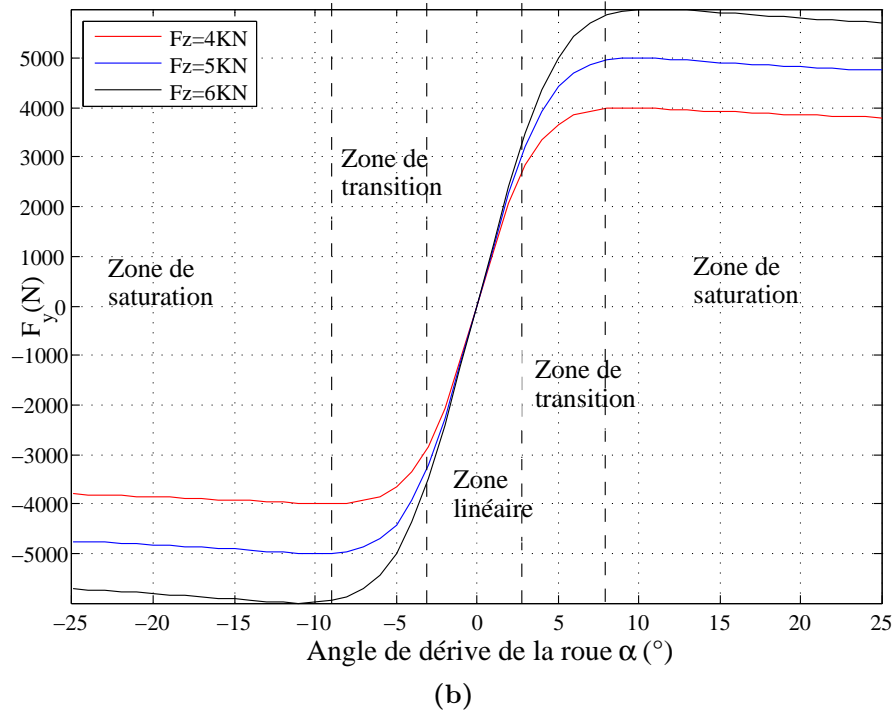
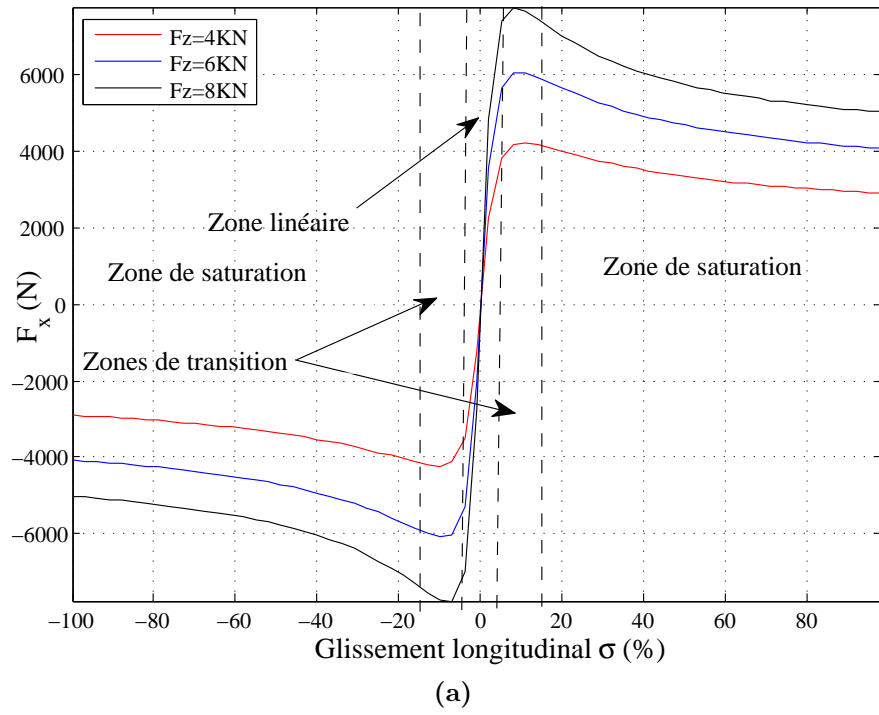


Figure 2.7 : Forces de contact du pneumatique : (a) F_x en fonction du glissement longitudinal σ_x , (b) F_y en fonction de l'angle de dérive α [Pacejka, 2006]

2.3.2.1 Modèle linéaire

Pendant une conduite normale, le glissement longitudinal σ_x reste faible et ne dépasse pas le seuil de 10%. La relation liant la force longitudinale et σ_x dans ce cas est linéaire. Dans des conditions de conduite plus agressives, la relation devient non linéaire, le pneumatique tend à patiner (lors d'une traction) ou à se bloquer (lors d'un freinage).

De manière analogue, durant une conduite normale en virage, la dérive des pneumatiques reste faible (angles de dérive $< 4^\circ$) [Lechner, 2002]. Les forces latérales dans ce cas peuvent être modélisées comme une fonction linéaire de la dérive α . Dans des conditions de conduite plus agressives ou en cas de mauvaise adhérence de la chaussée, la relation devient non linéaire, le pneumatique tend à sous-virer ou à survirer.

Le modèle linéaire est donné par :

$$F_x(\sigma_x) = C_\sigma \sigma_x, \quad (2.8)$$

$$F_y(\alpha) = C_\alpha \alpha. \quad (2.9)$$

Les rigidités longitudinale C_σ en (N) et latérale (de dérive) C_α en (N/m) dépendent de l'adhérence de la chaussée et de la charge verticale sur le pneumatique.

Afin d'augmenter la zone de validité du modèle linéaire tout en ayant une formulation simple, des modèles linéaires par morceaux sont utilisés comme dans [Ferrara and Vecchio, 2009] et [Milliken and Milliken, 1995].

2.3.2.2 Modèle de Dugoff

Le modèle de Dugoff [Dugoff et al., 1970] permet d'obtenir une formulation simple pour des sollicitations pures (soient longitudinales, soient latérales) ou couplées (longitudinales et latérales simultanément). Ce modèle synthétise les paramètres du pneumatique en deux variables et prend en compte le couplage entre les dynamiques longitudinale et latérale.

$$\left\{ \begin{array}{l} F_x = -C_\sigma \frac{\sigma_x}{1+\sigma_x} f(\lambda_d) \\ F_y = -C_\alpha \frac{\tan(\alpha)}{1+\sigma_x} f(\lambda_d) \\ f(\lambda_d) = \begin{cases} (2 - \lambda_d)\lambda_d & \text{pour } \lambda_d < 1, \\ 1 & \text{pour } \lambda_d \geq 1 \end{cases} \\ \lambda_d = \frac{\mu F_z (1+\sigma_x)}{2\sqrt{(C_\sigma \sigma_x)^2 + (C_\alpha \tan(\alpha))^2}} \end{array} \right. \quad (2.10)$$

où C_σ et C_α sont respectivement la rigidité longitudinale et de dérive du pneumatique, α l'angle de dérive du pneumatique, σ_x le taux de glissement longitudinal, μ le coefficient d'adhérence du pneumatique et F_z la charge verticale sur le pneumatique.

2.3.2.3 Modèle de Pacejka

En 1980, Pacejka développa un modèle qui évolua au cours du temps [Pacejka, 2006]. Le modèle couplé de Pacejka est largement utilisé en simulation et par les manufacturiers. Il donne l'une des représentations les plus réalistes du comportement du pneumatique. Son inconvénient est qu'il ne prend pas en compte la variation du revêtement et est difficilement « embarquable ».

Le modèle de Pacejka est un modèle semi-empirique construit à partir de données expérimentales par identification et interpolation des paramètres et à partir des modèles physiques du pneumatique. Appelé aussi « formule magique », il est basé sur une fonction $\sin(\arctan)$ qui offre une excellente approximation des forces F_x , F_y en régime permanent (Figure 2.7). Ce modèle propose une description des forces en situations de glissement pur et couplé (combiné) [Pacejka, 2006].

Description du modèle

Pour une charge verticale F_z et un angle de carrossage γ donnés, la forme générale de la « formule magique » est comme suit :

$$y(x) = D \sin[C \arctan\{Bx - E(Bx - \arctan(Bx))\}] \quad (2.11)$$

avec

$$\begin{aligned} Y(X) &= y(x) + S_V \\ x &= X + S_H \end{aligned} \quad (2.12)$$

où

Y : la sortie (F_x ou F_y)
 X : l'entrée (σ_x ou α)

avec B , le facteur de rigidité ; C , une constante qui détermine la forme de la courbe ; D , la valeur maximale de la courbe ; E , le facteur de courbure ; S_H , le décalage horizontal ; S_V , le décalage vertical (voir la figure 2.8).

La « formule magique » $y(x)$ de l'Equation (2.11) produit une courbe qui passe par l'origine $x = y = 0$ et a une valeur maximale et une asymptote horizontale. S_H et S_V sont respectivement des décalages horizontal et vertical dus aux phénomènes de « ply-steer » (pseudo dérive) et de « conicity » (pseudo carrossage) qui pourraient exister même en roulant sur une ligne droite ($\alpha = 0$). L'équation (2.11) représente la réponse à un glissement pur (soit longitudinal σ_x , soit latéral α).

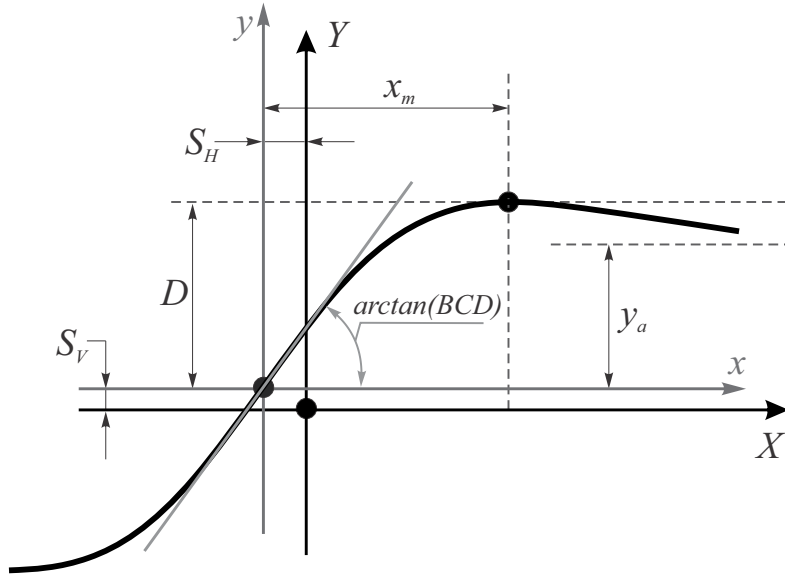


Figure 2.8 : Paramètres du modèle de Pacejka

La figure 2.8 présente quelques paramètres. Le coefficient D représente la valeur maximale de la courbe (dans le repère xOy et pour $C \geq 1$). Le produit BCD correspond à la pente à l'origine ($x = y = 0$). Le facteur de forme C contrôle les limites de la fonction *sinus* et détermine ainsi la forme de la courbe résultante. Le facteur B correspond à la rigidité de dérive latérale C_α dans les fonctions des forces latérales. Le facteur E contrôle la courbure à la valeur maximale de la courbe et sa position horizontale x_m . Les expressions de ces facteurs sont détaillées dans les paragraphes « Force longitudinale (glissement longitudinal pur) » et « Force latérale (glissement latéral pur) ». Ils dépendent de la charge verticale F_z appliquée, de l'angle de carrossage γ , du glissement longitudinal σ et de l'angle de dérive α .

Ci-dessous, sont données les expressions des forces longitudinale et latérale de chaque roue, sans tenir compte de l'effet du glissement latéral (ou la dérive α) sur les forces longitudinales ni de l'effet du glissement longitudinal σ sur les forces latérales. Pour cela, le glissement est appelé « pur », que ce soit pour σ ou pour α .

Force longitudinale (glissement longitudinal pur)

$$F_{x0} = D_x \sin[C_x \arctan\{B_x(\sigma_x + S_{Hx}) - E_x(B_x(\sigma_x + S_{Hx}) - \arctan(B_x(\sigma_x + S_{Hx})))\}] + S_{Vx} \quad (2.13)$$

avec

$$\begin{aligned}
 D_x &= F_z(b_1 F_z + b_2) \\
 B_x &= \frac{1}{C_x D_x} (b_3 F_z + b_4) F_z e^{-b_5 F_z} \\
 C_x &= b_0 \\
 E_x &= (b_6 F_z^2 + b_7 F_z + b_8)(1 - b_9 \text{sign}(\sigma_x + S_{Hx})) \\
 S_{Hx} &= b_{10} F_z + b_{11} \\
 S_{Vx} &= b_{12} F_z + b_{13}
 \end{aligned} \tag{2.14}$$

Force latérale (glissement latéral pur)

$$F_{y0} = D_y \sin[C_y \arctan\{B_y(\alpha + S_{Hy}) - E_y(B_y(\alpha + S_{Hy}) - \arctan(B_y(\alpha + S_{Hy})))\}] + S_{Vy} \tag{2.15}$$

avec

$$\begin{aligned}
 D_y &= F_z(a_1 F_z + a_2)(1 - a_3 \gamma^2) \\
 B_y &= \frac{1}{C_y D_y} a_4 \sin(2 \arctan(\frac{F_z}{a_5}))(1 - a_6 \|\gamma\|) \\
 C_y &= a_0 \\
 E_y &= (a_7 F_z + a_8)(1 - (a_9 \gamma + a_{10} \text{sign}(\alpha + S_{Hy}))) \\
 S_{Hy} &= a_{11} F_z + a_{12} + a_{13} \gamma \\
 S_{Vy} &= a_{14} F_z + a_{15} + \gamma(a_{16} F_z^2 + a_{17} F_z)
 \end{aligned} \tag{2.16}$$

Les paramètres a_i et b_j sont identifiés empiriquement. Pour plus de détails sur le modèle couplé, voir [Pacejka, 2006].

2.4 Conclusion

Pour décrire le comportement du véhicule, différents modèles sont proposés dans la littérature avec des simplifications plus ou moins importantes, faites selon le besoin de l'application à concevoir.

De cette bibliographie, il ressort que le modèle bicyclette dynamique associé au modèle cinématique longitudinal nous semble à ce jour, le modèle réalisant un bon compromis (représentativité, simplicité) pour la description de la dynamique latérale et longitudinale du véhicule dans les situations de conduite normales.

Lors de la sollicitation du véhicule dans des zones non linéaires, les modèles bicyclettes ne sont plus suffisants pour modéliser le comportement dynamique du

véhicule. Dans de telles situations, les modèles de type 4-roues associés à un modèle pneumatique/chaussée non linéaire permettent de mieux représenter le comportement du véhicule.

Par la suite, nous utiliserons le modèle bicyclette dynamique pour développer nos lois de commande latérale. C'est un modèle Linéaire à Paramètre Variant (LPV) permettant de synthétiser des contrôleurs robustes et adaptatifs. En revanche, pour la validation en simulation, un modèle représentatif complet ; le modèle 4-roues pour la dynamique du véhicule, et le modèle de Dugoff pour les forces de contact pneumatique/chaussée seront utilisés.

Pour la planification des trajectoires, nous utiliserons les modèles bicyclettes cinématique et dynamique.

Première partie

Contributions sur la commande

Chapitre 3

Etat de l'art sur la commande des véhicules autonomes

Sommaire

3.1	Introduction	27
3.2	Contrôle latéral	28
3.3	Contrôle longitudinal	31
3.4	Conclusion	32

3.1 Introduction

Une conduite autonome peut être divisée en trois étapes : la perception de l'environnement, la planification de trajectoires et le contrôle du véhicule. Le contrôle du véhicule consiste à manœuvrer le véhicule utilisant les actionneurs tels que le volant, le frein et l'accélérateur pour suivre la trajectoire de référence.

Il y a deux façons de concevoir les contrôleurs pour une conduite autonome : l'imitation du conducteur humain (approches basées sur l'utilisation de modèles de conducteurs) ou encore l'utilisation d'approches basées sur la théorie de la commande.

Les modèles de conducteurs sont généralement utilisés par les techniques issues de l'intelligence artificielle, ou encore, à des fins de diagnostic, afin de détecter éventuellement une défaillance du conducteur [Eilers and Möbus, 2011], [Kiencke and Nielsen, 2005]. [Menhour, 2010] présente quelques modèles de conducteurs couramment rencontrés dans la littérature.

En ce qui concerne l'utilisation de la théorie de commande, plusieurs stratégies sont utilisées partant des commandes simples (P, PI, PID) aux commandes avancées (adaptative, prédictive, optimale, modes glissants, floue).

Dans ce chapitre, nous ferons une étude bibliographique sur la commande des véhicules autonomes ; nous explorerons les différentes lois de commande utilisées dans la littérature en dégagant les axes majeurs, ce qui nous permettra par la suite de

proposer de nouveaux contrôleurs. Le chapitre sera donc organisé comme suit : dans le deuxième paragraphe nous présenterons l'état de l'art sur le contrôle latéral, dans le troisième, nous ferons de même en ce qui concerne le contrôle longitudinal. Dans la conclusion, nous dégagerons les principaux axes notamment, ceux que nous avons explorés.

3.2 Contrôle latéral

Le problème de suivi de trajectoire dans le domaine de la robotique mobile est largement traité. Les solutions proposées dans ce domaine sont toutefois difficilement transposables au contexte du véhicule automobile. En effet, la complexité du modèle dynamique du véhicule et de l'environnement, et des situations de roulage (vitesse élevée) rendent difficile cette transposition.

Le contrôle latéral d'un véhicule autonome consiste à imposer au véhicule de suivre automatiquement la trajectoire de référence en agissant sur l'angle de braquage. Il est étudié depuis les années 1950. C'est un domaine de recherche très actif. Compte tenu de la non-linéarité du système, des incertitudes paramétriques et des perturbations rencontrées dans les applications automobiles, un des principaux enjeux aujourd'hui est de concevoir des lois de commande robustes capables de tenir compte de ces impératifs. Le contrôleur doit donc être performant malgré les perturbations, les incertitudes paramétriques, l'effet du vent, le changement d'adhérence de la route, etc.

L'élaboration des stratégies de commande est effectuée sur les bases d'un modèle. Après présentation des modèles les plus utilisés pour la conception des contrôleurs, nous présenterons les différentes stratégies rencontrées.

3.2.1 Modèles de véhicule

Une bonne modélisation du système avec un modèle des incertitudes et/ou des perturbations sont des pré-requis pour concevoir une commande performante et robuste. Le choix du modèle est donc une étape importante lors de la conception du contrôleur.

Pour développer des contrôleurs pour le contrôle latéral, trois modèles de véhicule sont principalement utilisés [Snider, 2009] : le modèle géométrique, le modèle bicyclette cinématique et le modèle bicyclette dynamique.

Le modèle géométrique ainsi que le modèle bicyclette cinématique approximent bien le déplacement du véhicule pour de faibles vitesses. De nos jours, le modèle bicyclette dynamique est de loin le plus utilisé [Li and Wang, 2007], [Ferrara and Vecchio, 2009]. Evidemment, la plupart des contrôleurs proposés dans la littérature sont

spécialement basés sur ce modèle. C'est un modèle à la base non-linéaire et variant dans le temps.

Dans la conception de certains contrôleurs non linéaires robustes, le dilemme précision-temps de calcul entre en jeu (notamment pour les stratégies de commande basées sur le modèle comme la commande prédictive). Pour pallier les difficultés de synthèse d'une commande non linéaire dans de tels cas, l'un des défis est de transformer le modèle non linéaire du véhicule en un modèle linéaire ou affine par morceaux appropriés [Benine-Neto and Mammar, 2011], [Falcone et al., 2009]. Comme modèles linéaires utilisés, on rencontre les modèles Linéaires à Temps Invariant (LTI), Linéaires à Temps Variant (LTV) et Linéaires à Paramètres Variant (LPV). Les modèles LPV connaissent un intérêt croissant car ils permettent d'étudier un système non linéaire à l'aide des outils linéaires. En outre, ils permettent aussi de synthétiser des contrôleurs robustes et adaptatifs.

Ces dernières années, on note le développement des contrôleurs adaptatifs qui permettent de mieux prendre en compte les variations des paramètres dans le temps. Dans [Poussot-Vassal et al., 2011], une comparaison est faite entre un contrôleur LTI et LPV. Pour la stabilité latérale (vitesse de lacet, vitesse latérale), le contrôleur LPV est plus performant, avec une plage de stabilité plus grande que celle du contrôleur basé sur le modèle LTI. Dans [Menhour, 2010], une étude comparative entre les mesures expérimentales et celles données par des observateurs basés sur deux modèles de véhicules (modèle LPV et modèle complet) est faite. De ces résultats, il ressort que le modèle LPV est valide pour des situations de conduite normales.

Cette analyse nous permet de conclure qu'un modèle bicyclette dynamique (2.1) associé à une modélisation des forces de contact pneumatique/chaussée (par exemple linéaire ou affine par morceaux [Falcone et al., 2009]) serait un bon compromis pour la commande d'un véhicule à grande vitesse.

3.2.2 Différentes stratégies de commande

Durant ces 40 dernières années, d'importants travaux de recherche ont été menés pour assurer un guidage latéral automatique du véhicule. Plusieurs stratégies de commande ont été développées dans la littérature :

Les techniques classiques de commande sont utilisées. Dans [Broggi et al., 1999], un simple contrôleur proportionnel à gain auto-ajustable a été utilisé. En effet, un contrôleur proportionnel à grand gain peut stabiliser le système [Rajamani, 2006]. Des contrôleurs PID [Zhao et al., 2011], [Menhour, 2010], [Marino et al., 2011] ont été proposés.

Le modèle latéral est contrôlable et peut être stabilisé par retour d'état. Par contre, les erreurs ne peuvent pas toutes converger vers zéro par un retour d'état (l'erreur de lacet et l'erreur latérale) [Rajamani, 2006].

La commande par retour d'état [Rajamani, 2006] [Hima et al., 2011], [Benine-Neto and Mammar, 2011], la commande optimale Linéaire Quadratique (LQ) prédictive [Snider, 2009], [Peng and Tomizuka, 1991] [Kim et al., 2011] et la commande par la théorie de stabilité de Lyapunov [Benine-Neto et al., 2010] ont aussi été appliquées. En outre, la commande adaptative [Chaib et al., 2004], la commande H_∞ [Chaib et al., 2004], [Hima et al., 2011], la commande par Backstepping [Nehaoua and Nouvelière, 2012], la commande par platitude [Fergani et al., 2014], [Menhour et al., 2011] et bien d'autres ont été développées.

La logique floue est largement utilisée [Naranjo et al., 2008], [Onieva et al., 2011], [Pérez et al., 2012]. Aussi, des contrôleurs LQ basés sur un modèle flou [Mammar et al., 2010] [Soualmi et al., 2012] ont été développés.

La commande prédictive (MPC : "Model Predictive Control") semble être bien adaptée au suivi de trajectoire [Keviczky et al., 2006], [Falcone et al., 2008], [Falcone et al., 2007], [Besselmann and Morari, 2009], [Levinson et al., 2011], [Attia et al., 2012a]. Elle permet de considérer le problème de poursuite de trajectoire pour les systèmes non linéaires en prenant en compte les contraintes sur les états et/ou les commandes. En outre, cette technique de commande se révèle robuste vis-à-vis des variations paramétriques du système. En revanche, pour des applications embarquées de conduite autonome à grande vitesse, le temps de calcul (algorithmes d'optimisation non linéaire) devient très grand pour un fonctionnement en temps réel. C'est l'inconvénient majeur de la commande prédictive non linéaire (NLMPC : "Non Linear MPC") [Attia et al., 2012b], [Kim et al., 2011]. Ceci explique l'intérêt croissant de l'utilisation des modèles LPV et LTV. Par exemple, dans [Falcone et al., 2008] une commande prédictive LTV a été proposée. Elle est comparée à une commande NLMPC. Il ressort que les deux contrôleurs ont les mêmes performances (écart latéral, lacet). Cependant l'algorithme d'optimisation LTV MPC nécessitait un temps de calcul dix fois moins que son homologue NLMPC. En revanche, l'inconvénient des modèles LTV/LPV est que leur commande atteint facilement les limites de performance.

L'approche de la commande robuste comme la commande par mode glissant a été appliquée au contrôle latéral [Ackermann et al., 1995], [Hingwe and Tomizuka, 1997], [He et al., 2006]. Cette stratégie donne des résultats expérimentaux comparables voire meilleurs que les contrôleurs linéaires à gain auto-ajustable, et un peu mieux que la logique floue [Hingwe and Tomizuka, 1997]. Aussi, elle est particulièrement adaptée pour compenser les incertitudes paramétriques et les perturbations rencontrées dans les applications automobiles. Cette méthodologie a aussi l'avantage de générer des lois de commande relativement simples par rapport aux autres approches de commande robuste [Ferrara and Vecchio, 2009]. Par ailleurs, l'utilisation de la commande par mode glissant du second ordre permet au contrôleur de générer une action de contrôle continu, qui est une caractéristique appréciable quand le système de contrôle des actionneurs est de nature mécanique. Son inconvénient majeur est le broutement.

Les contrôleurs hybrides [Naranjo and González, 2005], [Naranjo et al., 2007b] ont l'avantage d'intégrer en même temps la connaissance humaine (règles floues permettant de prendre en compte les non-linéarités, la dynamique du véhicule et les perturbations de l'environnement) et la rapidité/ précision des contrôleurs classiques.

Ces différentes stratégies ont été développées dans la littérature mais la majorité entre elles n'a pas été comparée à d'autres approches. Malheureusement, les comparaisons de performances restent limitées.

Dans [Chaib et al., 2004], une comparaison de quatre contrôleurs a été faite : un contrôleur proportionnel, adaptatif, H_∞ et flou. Cette comparaison a été faite suivant plusieurs critères permettant d'évaluer la robustesse : les variations de courbure de la route, les variations de vitesse, les variations de l'adhérence et les perturbations liées au vent. De cette comparaison, il ressort que le contrôleur proportionnel est celui qui a les plus grandes erreurs. Les contrôleurs H_∞ et flou ont des réponses équivalentes. Le contrôleur adaptatif a la meilleure performance.

Plus récemment, dans [Li and Wang, 2007], [Heß et al., 2013], [Menhour et al., 2013] quelques comparaisons ont été présentées. Il est donc difficile de faire une classification objective des différentes stratégies proposées. En revanche, les résultats montrent clairement que les contrôleurs adaptatifs représentent des techniques prometteuses pour ce type d'application.

Les différentes lois de commande utilisées dans la littérature sont généralement utilisées sur des modèles et véhicules différents, avec des hypothèses différentes, et validées principalement en simulation. Pour toutes ces raisons, il est difficile de faire une comparaison très objective de toutes ces lois de commande proposées dans la littérature. En revanche, il ressort clairement de cette analyse que les lois de commande telles que la commande par mode glissant, la MPC et la commande optimale linéaire quadratique prédictive semblent appropriées. En outre, l'utilisation de la logique floue pour élaborer des lois de commande ou même l'utilisation d'un contrôleur hybride sont aussi des axes de recherche dans ce domaine.

3.3 Contrôle longitudinal

Le contrôle longitudinal du véhicule revient en général à : assurer le contrôle de la vitesse longitudinale et/ou assurer le contrôle de la distance inter-véhiculaire, l'accélérateur et le frein étant les entrées de commande pour assurer ce contrôle.

Il est très difficile de donner un modèle général de l'ensemble "accélération/frein" permettant de modéliser le comportement longitudinal du véhicule, car cet ensemble est constitué d'organes (ou composants mécaniques) de caractéristiques très différentes d'un véhicule à l'autre ; il y a une panoplie de types de moteurs, de transmissions, de systèmes de freins, etc. On utilise de ce fait, en général, un modèle cinématique pour décrire le comportement longitudinal d'un véhicule [Hedrick et al., 1997].

Plusieurs stratégies de contrôle longitudinal ont été proposées récemment parmi lesquelles nous pouvons citer :

- les contrôleurs PID [Hoffmann et al., 2007], [Choi et al., 2011], [Kim et al., 2011], [Hima et al., 2011] ;
- les contrôleurs par retour d'états [Abbassi et al., 2011] ;
- les contrôleurs flous [Naranjo et al., 2003], [Naranjo et al., 2007a], [Eilers and Möbus, 2011], [Zhao and El Kamel, 2010] ;
- la commande prédictive [Falcone et al., 2007] ;
- la commande par mode glissant [Hedrick et al., 1997], [Nouvelière and Mammar, 2007], [Ferrara and Vecchio, 2009] ;
- la commande sans modèle [D'Andréa-Novel et al., 2011] ;
- la commande par modèle inverse [Kim et al., 2011] ;
- la commande Linéaire Quadratique (LQ) [Shakouri et al., 2011].

Dans [Shakouri et al., 2011], une comparaison est faite entre un contrôleur PI à gain auto-ajustable et un contrôleur LQ. Il en ressort que les deux fonctionnent convenablement et ont globalement des performances similaires.

3.4 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté une étude bibliographique sur la commande des véhicules autonomes afin d'en dégager les axes majeurs de recherche dans ce domaine.

En ce qui concerne le contrôle latéral, le modèle bicyclette dynamique nous semble le plus approprié pour notre application de conduite automatique à grande vitesse. C'est un modèle à la base non linéaire et variant dans le temps.

Il est difficile de faire une comparaison très objective des lois de commande développées dans la littérature car elles sont généralement utilisées sur des modèles et véhicules différents, avec des hypothèses différentes. Bon nombre d'entre elles ont été uniquement validées en simulation. En revanche, il ressort clairement de cette analyse que les contrôleurs adaptatifs donnent de meilleurs résultats. Les lois de commande telles que la commande par mode glissant, la MPC et la commande optimale linéaire quadratique prédictive semblent être appropriées. En outre, l'utilisation des techniques de l'intelligence artificielle ou même des contrôleurs hybrides constitue aussi des axes de recherche actifs dans ce domaine.

Contrairement à la commande latérale, des contrôleurs classiques (comme le PI) sont très utilisés pour assurer un contrôle longitudinal dans les applications de conduite autonome. Nous notons aussi l'utilisation des contrôleurs flous et les contrôleurs par mode glissant.

Dans le chapitre 4, nous nous intéresserons tout d'abord au contrôle latéral, et nous proposerons une commande par mode glissant d'ordre deux ; l'algorithme du Super-twisting. Ensuite nous proposerons une loi de commande utilisant le principe de

l'immersion et l'invariance dans le chapitre 5. Une étude des propriétés de passivité de la dynamique latérale sera faite au chapitre 6. La validation des différents contrôleurs développés sera présentée dans le chapitre 7.

Chapitre 4

Contrôle latéral par mode glissant d'ordre supérieur

Sommaire

4.1	Introduction	35
4.2	Principe de la commande par mode glissant	36
4.3	Contrôle latéral du véhicule autonome par l'algorithme du super-twisting	42
4.4	Conclusion	43

4.1 Introduction

Durant ces dernières années, d'importants travaux de recherche ont été menés pour assurer un guidage latéral automatique du véhicule autonome. Plusieurs stratégies de commande ont été développées. L'étude bibliographique nous a révélé les principales avancées dans ce domaine de recherche. Entre autre, nous pouvons citer les stratégies de commande telles que la commande par mode glissant, la commande prédictive, la commande optimale linéaire quadratique, la logique floue et les contrôleurs adaptatifs.

Dans [Ackermann et al., 1995], [Hingwe and Tomizuka, 1997], [He et al., 2006], la commande par mode glissant (SMC) du premier ordre est appliquée pour le contrôle latéral. Cette stratégie de commande permet d'obtenir des erreurs latérales constantes et faibles quand la vitesse augmente. Elle permet aussi d'obtenir des résultats expérimentaux comparables, voire meilleurs que les contrôleurs linéaires à gain auto-ajustable [Hingwe and Tomizuka, 1997]. De plus, cette technique est particulièrement adaptée pour compenser les incertitudes paramétriques du modèle et rejeter les perturbations rencontrées dans les applications automobiles. Cette méthodologie a aussi l'avantage de produire des lois de contrôle de faible complexité par rapport aux autres approches de commande robuste [Ferrara and Vecchio, 2009]. Son principal inconvénient est le « broutement ». Pour réduire l'effet de cet inconvénient, le mode glissant d'ordre supérieur est utilisé. Dans [Imine and Madani, 2011],

l'algorithme du super-twisting a été utilisé pour assurer l'assistance de direction active pour véhicules lourds à basse vitesse. Dans ce chapitre, nous l'utilisons pour assurer le guidage latéral d'un véhicule autonome à grande vitesse.

Nous commencerons par présenter les principes généraux de la commande par mode glissant. Ensuite nous présenterons l'algorithme du super-twisting qui sera appliquée ensuite au contrôle latéral.

Les résultats obtenus durant la validation à l'aide des données réelles et du simulateur de conduite SCANeRTM Studio seront présentés dans le chapitre 7.

4.2 Principe de la commande par mode glissant

La commande par mode glissant (Sliding Mode Control-SMC), développée depuis les années 1950, est reconnue comme l'une des techniques de contrôle robuste. Le principe des SMC est de forcer les trajectoires du système à atteindre une surface de glissement $S(x)$, en un temps fini, et d'y rester, par le biais d'une fonction discontinue (voir la figure 4.1) [Utkin, 1992].

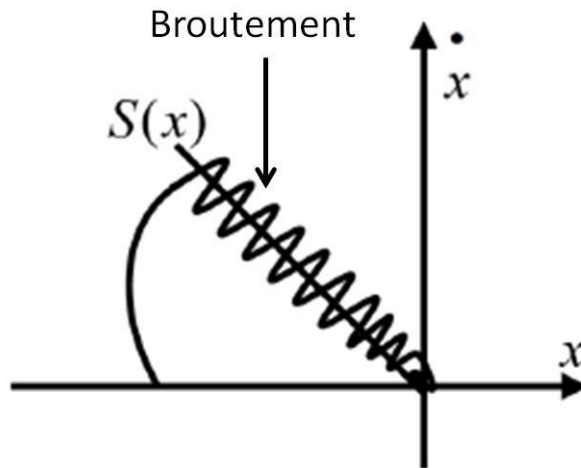


Figure 4.1 : Principe de base de la commande par mode glissant

4.2.1 Mode glissant du premier ordre [Utkin, 1992]

La synthèse de la loi de commande se fait en deux étapes : la détermination d'une surface de glissement en fonction des objectifs de la commande ; ensuite, la détermination d'une loi de commande discontinue permettant de contraindre les trajectoires de l'état du système à atteindre cette surface et à y rester, malgré les incertitudes, les variations paramétriques et les perturbations.

Considérons le système non linéaire défini par [Laghrouche, 2004] :

$$\begin{bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \\ \vdots \\ \dot{x}_{n-1} \\ \dot{x}_n \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} x_2 \\ x_3 \\ \vdots \\ x_n \\ f_n(x, t) \end{bmatrix}}_{f(x, t)} + \underbrace{\begin{bmatrix} 0 \\ \vdots \\ 0 \\ g_n(x, t) \end{bmatrix}}_{g(x, t)} u \quad (4.1)$$

$$y = x_1$$

où $x = [x_1 \cdots x_n]^T \in \mathcal{X} \subset \mathbb{R}^n$ représente l'état du système avec \mathcal{X} un ouvert de \mathbb{R}^n , $u \in \mathcal{U} \subset \mathbb{R}$ est l'entrée de commande qui est une fonction éventuellement discontinue bornée dépendante de l'état et du temps. $f(x, t)$ et $g(x, t)$ sont des fonctions définies sur \mathcal{X} , mal connues (les paramètres) mais continues. Supposons que l'objectif de la commande est d'assurer une poursuite d'une trajectoire de référence.

Le système (4.1) peut s'exprimer en terme d'entrée-sortie par :

$$y^{(n)} = f(\bar{y}, t) + g(\bar{y}, t)u \quad (4.2)$$

avec $\bar{y} = [y \dots y^{(n-1)}]^T$. Notons que $y^{(n)}$ représente la dérivée n-ième de y . Comme précisé précédemment, la fonction $f(\bar{y}, t)$ est une fonction mal connue ; cependant, son estimée $\hat{f}(\bar{y}, t)$ est supposée bien connue, telle que :

$$|\hat{f}(\bar{y}, t) - f(\bar{y}, t)| \leq F(\bar{y}, t) \quad (4.3)$$

pour tout \bar{y} et t .

$F(\bar{y}, t)$ est une fonction positive connue. $g(\bar{y}, t)$ est une fonction incertaine et bornée telle que :

$$0 < G_{\min}(\bar{y}, t) \leq g(\bar{y}, t) \leq G_{\max}(\bar{y}, t) \quad (4.4)$$

pour tout \bar{y} et t .

$G_{\min}(\bar{y}, t)$ et $G_{\max}(\bar{y}, t)$ sont des fonctions positives connues. De plus, l'estimée de la fonction $g(\bar{y}, t)$, notée $\hat{g}(\bar{y}, t)$ est supposée égale à la moyenne géométrique de ses bornes inférieures et supérieures, c'est à dire :

$$\hat{g}(\bar{y}, t) = \sqrt{G_{\min}(\bar{y}, t)G_{\max}(\bar{y}, t)} \quad (4.5)$$

4.2.1.1 Choix de la surface de glissement

Soit $s(x, t)$ une fonction continue et considérée comme une sortie fictive du système (4.1) telle que son annulation permette de satisfaire l'objectif de la commande. La

fonction $s(x, t)$ est appelée variable de glissement ou de commutation.

L'ensemble

$$S = \{x \in \chi \mid s(x, t) = 0\} \quad (4.6)$$

de dimension $(n - 1)$ est appelé surface de glissement.

On dit qu'il existe un régime glissant idéal s'il existe un temps fini t_s tel que, la solution du système (4.1) satisfait $s(x, t) = 0$ pour tout $t \geq t_s$.

En général, la surface de glissement est choisie comme une hypersurface passant par l'origine de l'espace d'état, et est dans la plupart des cas, linéaire en fonction des variables d'état. Une condition nécessaire pour l'établissement d'un régime glissant est que la variable de glissement ait un degré relatif égal à 1 par rapport à l'entrée de commande u [Utkin, 1992].

4.2.1.2 Synthèse de la loi de commande

Une fois la surface de glissement (i.e. le système réduit) choisie, la seconde étape consiste à choisir une commande stabilisant en zéro la variable de glissement en un temps fini. Ainsi, le problème de poursuite de trajectoire d'ordre n pour un système non linéaire SISO est ramené au problème de la stabilisation d'un système du premier ordre en zéro. Cette simplification constitue l'un des principaux avantages de la commande par mode glissant.

L'objectif de la loi de commande est de contraindre les trajectoires de l'état du système à atteindre et ensuite à rester sur la surface de glissement malgré la présence d'incertitudes sur le système. En d'autres termes, la loi de commande doit rendre la surface de glissement localement attractive (i.e au voisinage de la surface de glissement, toutes les trajectoires du système doivent être dirigées vers elle). Ainsi, la loi de commande doit être calculée en vérifiant une condition de convergence de $s(x, t)$ vers zéro.

Le comportement du système bouclé peut être décrit par deux phases :

- **la phase de convergence** : Cette phase correspond à l'intervalle de temps t de $[0, t_s]$ pendant lequel les trajectoires d'état du système ne sont pas sur la surface de glissement S . Durant cette phase, le système reste sensible aux variations de paramètres. Cependant, pour éviter une grande influence de ces variations, une solution consiste à écourter la durée de cette phase [Laghrouche, 2004].
- **La phase de glissement** : Cette phase correspond à l'intervalle de temps t de $[t_s, \infty[$ durant lequel les trajectoires d'état sont confinées dans l'ensemble de glissement S . L'amplitude de la discontinuité de la commande est fonction de l'état et de la perturbation, ce qui pourrait impliquer une adaptation du gain en fonction de la nature et du niveau de la perturbation. Le régime glissant jouit de la propriété d'insensibilité vis-à-vis des perturbations intervenant dans la même direction que l'entrée de commande. En fait, le système est insensible à de telles

perturbations seulement en régime glissant, mais il reste sensible pendant le régime transitoire, i.e. avant que la surface de glissement S ne soit atteinte. C'est la raison pour laquelle le comportement du système perturbé n'est pas identique à celui du même système non perturbé pendant le régime transitoire. Pour plus de détails voir le paragraphe 1.2.4 (propriété de robustesse) dans [Laghrouche, 2004] où un exemple illustratif est décrit.

La commande u est alors composée de la composante u_{eq} et d'une composante discontinue assurant un régime glissant et une insensibilité du système aux variations de paramètres. Le terme u_{eq} , appelée commande équivalente, permet de décrire le mouvement de glissement idéal, c'est à dire dans le cas d'un système sans incertitudes. Elle est obtenue grâce aux conditions d'invariance de la surface donnée par :

$$s = \dot{s} = 0 \quad (4.7)$$

Afin de contrecarrer les perturbations et les incertitudes sur $f(x, t)$ et $g(x, t)$, un bouclage discontinu est utilisé dans le but d'assurer l'objectif de commande $s(x, t) = 0$. La loi de commande est donc :

$$u = u_{eq} - \hat{g}(x, t)^{-1} k \text{sign}(s) \quad (4.8)$$

où k est le gain du terme robuste de la loi de commande.

Pour assurer la convergence de $s(x, t)$ vers 0 en temps fini, la condition d'attractivité non linéaire dite « condition de η -attractivité » doit être vérifiée [Utkin, 1992] :

$$s\dot{s} \leq -\eta |s|, \text{ avec } \eta > 0. \quad (4.9)$$

4.2.1.3 Phénomène de broutement

Un régime glissant idéal requiert une commande pouvant commuter à une fréquence infinie. Evidemment, pour une utilisation pratique, seule une commutation à fréquence finie est possible. Ainsi, durant le régime glissant, les discontinuités appliquées à la commande peuvent entraîner un phénomène de broutement, appelé « chattering ». Celui-ci se caractérise par de fortes oscillations des trajectoires du système autour de la surface de glissement. C'est le principal inconvénient de cette commande.

Trois approches principales ont été proposées au milieu des années 1980 pour éliminer et/ou atténuer le broutement dans les SMC [Boiko et al., 2007] :

- **l'utilisation des fonctions continues au lieu de la fonction discontinue "sign"**. Bien que l'approximation de la fonction discontinue par une fonction continue dans un voisinage de la surface de glissement permette d'atténuer ce phénomène, la précision par rapport à l'objectif fixé, la robustesse de la commande et le temps de convergence s'en trouvent dépréciés. Un compromis entre l'importance du broutement et la robustesse doit être fait.

- **l'utilisation d'une démarche basée sur les observateurs.** L'utilisation d'un observateur asymptotiquement stable dans la boucle fermée du système peut éliminer le phénomène du broutement malgré la discontinuité de la commande. L'idée de base consiste à générer un régime glissant dans l'observateur du système au lieu de le générer dans le système. Vu que l'observateur est indépendant des dynamiques non modélisées, un mode glissant idéal prend place dans la boucle fermée de l'observateur. Ainsi, la sortie du système suit la sortie de l'observateur sans broutement. Cependant, la synthèse d'un observateur asymptotiquement stable n'est pas une tâche facile lorsque le système est non linéaire et incertain. Aussi, l'applicabilité de cette méthode est limitée aux systèmes pour lesquels la synthèse d'un observateur est possible.
- **l'utilisation des modes glissants d'ordre supérieur.** La technique des modes glissants d'ordre supérieur, qui constitue une généralisation de la commande par modes glissants classiques aux dérivées d'ordre supérieur de la variable de glissement, permet de réduire ou d'éliminer ce phénomène indésirable.

4.2.2 Mode glissant du second ordre : Algorithme du super-twisting

La commande par mode glissant possède de nombreux avantages :

- le régime glissant est complètement déterminé par les paramètres et les équations définissant la surface. Ainsi, la dynamique du système bouclé peut être choisie a priori à travers le choix de la surface de glissement ;
- un problème de poursuite de trajectoire pour un système de dimension n est ramené à la stabilisation d'un système du premier ordre ;
- le régime glissant est insensible aux perturbations intervenant dans la même direction que les entrées de commande.

L'algorithme du super-twisting, qui est un mode glissant d'ordre 2, a été développé pour contrôler les systèmes avec un degré relatif égal à 1, et permet d'assurer la stabilité tout en réduisant le broutement.

Considérons un système de la forme [Levant, 1993] :

$$\dot{x} = f(t, x) + g(t, x)u(t) \quad (4.10)$$

où u est l'entrée de commande, $x \in \mathbb{R}^n$ le vecteur d'état, et f, g des fonctions continues. Nous définissons une variable de glissement s de degré relatif égal à 1, dont la dérivée seconde peut être exprimée comme suit :

$$\ddot{s}(t, s) = \phi(t, s) + \varphi(t, s)\dot{u}(t) \quad (4.11)$$

où $\phi(t, s)$ et $\varphi(t, s)$ sont des signaux inconnus mais bornés.

Le but du contrôleur est d'assurer la convergence vers la surface de glissement définie par $s = 0$. Seule la mesure de s en temps réel est nécessaire.

Supposons qu'il existe des constantes positives S_0 , b_{\min} , b_{\max} , C_0 , U_{\max} telles que $\forall x \in \mathbb{R}^n$ et $|s(t, x)| < S_0$, le système remplit les conditions suivantes :

$$\begin{cases} |u(t)| \leq U_{\max} \\ 0 < b_{\min} \leq |\varphi(t, s)| \leq b_{\max} \\ |\phi(t, s)| < C_0 \end{cases} \quad (4.12)$$

La commande par mode glissant, d'ordre supérieur, basée sur l'algorithme du super-twisting est donnée par :

$$u(t) = u_1 + u_2 \begin{cases} u_1 = -\alpha_1 |s|^\tau \text{sign}(s), \quad \tau \in]0, 0.5] \\ \dot{u}_2 = -\alpha_2 \text{sign}(s) \end{cases} \quad (4.13)$$

avec α et β des constantes positives. La convergence en temps fini est garantie par les conditions suivantes [Levant, 1993] :

$$\begin{cases} \alpha_2 > \frac{C_0}{b_{\min}} \\ \alpha_1 \geq \sqrt{\frac{4C_0(b_{\max}\alpha_2 + C_0)}{b_{\min}^2(b_{\min}\alpha_2 - C_0)}} \end{cases} \quad (4.14)$$

Pour plus de détails sur la convergence et la robustesse de l'algorithme, voir [Levant, 1998], [Levant, 2010]. Dans [Boiko et al., 2005], une analyse de l'algorithme du super-twisting est faite dans le domaine fréquentiel en utilisant la méthode des fonctions descriptives. La figure 4.2 présente le plan de phase de l'algorithme.

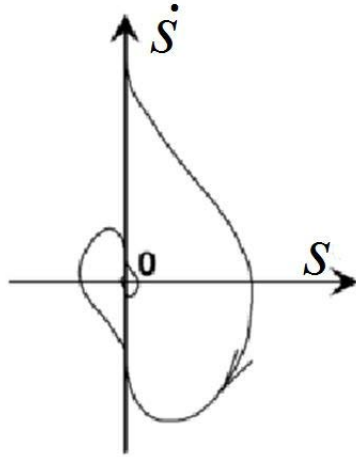


Figure 4.2 : Plan de phase du super-twisting

4.3 Contrôle latéral du véhicule autonome par l'algorithme du super-twisting

Pour concevoir la loi de commande, le modèle bicyclette dynamique a été utilisé (chapitre 2, paragraphe 2.2.1.1). Pour rappel, ce modèle LPV en terme de la dynamique de l'angle de dérive et du lacet, pour une adhérence de la chaussée $\mu = 1$ est donné par les équations :

$$\begin{cases} \dot{\beta} = -\frac{(C_f+C_r)}{mV_x}\beta - (1 + \frac{L_f C_f - L_r C_r}{mV_x^2})\dot{\psi} + \frac{C_f}{mV_x}\delta \\ \ddot{\psi} = -\frac{L_f C_f - L_r C_r}{I_z}\beta - \frac{L_f^2 C_f + L_r^2 C_r}{I_z V_x}\dot{\psi} + \frac{L_f C_f}{I_z}\delta \end{cases} \quad (4.15)$$

où β , ψ et δ représentent respectivement les angles de dérive, de lacet et l'angle de braquage au niveau du pneu, qui est l'entrée de commande.

L'équation dynamique de l'erreur latérale au centre de gravité du véhicule, par rapport à une trajectoire de référence, est donnée par :

$$\ddot{e} = a_y - a_{y_{ref}} \quad (4.16)$$

où a_y et $a_{y_{ref}}$ sont respectivement l'accélération latérale du véhicule et l'accélération latérale désirée (trajectoire de référence). En supposant que cette dernière peut s'écrire $a_{y_{ref}} = V_x^2 \rho$, où ρ est la courbure de la route, et sachant que [Rajamani, 2006]

$$a_y = V_x(\dot{\beta} + \dot{\psi}), \quad (4.17)$$

nous aurons :

$$\ddot{e} = V_x(\dot{\beta} + \dot{\psi}) - V_x^2 \rho \quad (4.18)$$

En remplaçant $\dot{\beta}$ par son expression en (4.15), on obtient :

$$\ddot{e} = -\frac{C_f+C_r}{m}\beta - \frac{L_f C_f - L_r C_r}{mV_x}\dot{\psi} - V_x^2 \rho + \frac{C_f}{m}\delta \quad (4.19)$$

L'entrée de commande est l'angle de braquage δ et la sortie est l'erreur latérale e . L'objectif de la commande est d'annuler l'erreur latérale.

Choisissons la variable de glissement s comme suit :

$$s = \dot{e} + \lambda e \quad (4.20)$$

nous obtenons : $\dot{s} = \ddot{e} + \lambda \dot{e}$. Remplaçons \ddot{e} par son expression en (4.19), on a :

$$\dot{s} = -\frac{C_f+C_r}{m}\beta - \frac{L_f C_f - L_r C_r}{mV_x}\dot{\psi} - V_x^2 \rho + \frac{C_f}{m}\delta + \lambda \dot{e} \quad (4.21)$$

La variable s a un degré relatif $r = 1$. L'entrée de commande δ apparait dans la 1^{ère}

dérivée de s .

En appliquant le théorème du super-twisting, l'entrée de commande peut être définie comme suit :

$$\delta_{ST} = \delta_1 + \delta_2 \begin{cases} \delta_1 = -\alpha_1 |s|^{1/2} \text{sign}(s) \\ \dot{\delta}_2 = -\alpha_2 \text{sign}(s) \\ s = \dot{e} + \lambda e \end{cases} \quad (4.22)$$

Pour éviter les pics importants durant les phases transitoires, nous ajoutons une commande équivalente δ_{eq} obtenue en résolvant l'équation $\dot{s} = 0$. Ce terme joue le rôle d'une anticipation (« feedforward ») qui permet d'approcher le système à la surface de glissement, et est donné par :

$$\delta_{eq} = \frac{C_f + C_r}{C_f} \beta + \frac{L_f C_f - L_r C_r}{C_f V_x} \dot{\psi} + \frac{m V_x^2}{C_f} \rho - \frac{m \lambda}{C_f} \dot{e} \quad (4.23)$$

Par conséquent, l'angle de braquage, représentant l'entrée de commande du système, est défini comme suit :

$$\delta_{SMC} = \delta_{ST} + \delta_{eq} \quad (4.24)$$

La validation de cette loi de commande est présentée dans le chapitre 7.

4.4 Conclusion

Dans ce chapitre, une stratégie de contrôle latéral d'un véhicule autonome basée sur la commande par mode glissant d'ordre supérieur a été développée ; l'algorithme du super-twisting, permettant de réduire le broutement en fournissant un suivi robuste de la trajectoire de référence.

La validation de cette loi de commande sur le simulateur de conduite SCANeRTM Studio ainsi qu'en utilisant des données réelles est présentée dans le chapitre 7. Les différents tests effectués mettent en évidence la robustesse de la loi de commande développée. En effet, l'erreur maximale de suivi est généralement inférieure à $+/- 10cm$ durant les périodes transitoires même lors des fortes sollicitations non linéaires, dans les conditions de test. La robustesse du système contrôlé a été testée par rapport aux variations de vitesse et de courbure, et des paramètres incertains du véhicule.

Afin d'enrichir l'approche utilisée, un contrôleur basé sur l'*I&I* sera développé dans le prochain chapitre, et compte tenu de la ressemblance implicite entre le contrôleur par mode glissant et le principe d'*Immersion et d'Invariance (I&I)* [Astolfi et al., 2008], une comparaison de ces deux contrôleurs sera étudiée. Cette nouvelle approche (*I&I*) nous permettra d'obtenir une loi de commande sans terme discontinu, permettant ainsi d'éliminer le broutement. En outre, elle permettra une prise en compte plus importante du modèle durant la conception du contrôleur.

Chapitre 5

Contrôle latéral par le principe d'immersion et d'invariance

Sommaire

5.1	Introduction	45
5.2	Principe de la commande $I&I$	45
5.3	Contrôle latéral du véhicule autonome par $I&I$	47
5.4	Conclusion	57

5.1 Introduction

Dans le précédent chapitre, une stratégie de contrôle latéral d'un véhicule autonome basée sur la commande par mode glissant d'ordre supérieur a été développée, fournissant un suivi robuste de trajectoire. Etant donné la ressemblance implicite qui existe entre les SMC et le principe d'immersion et d'invariance ($I&I$), nous développerons dans ce chapitre un contrôleur basé sur l' $I&I$ dans le but d'améliorer les performances par rapport au SMC (notamment avec l'élimination du broutement et une plus grande prise en compte du modèle durant la conception du contrôleur).

Après un rappel du principe d' $I&I$, nous développons les contrôleurs $I&I$.

La validation est faite au chapitre 7 en comparant les nouveaux contrôleurs au précédant et en analysant les avantages de chaque stratégie de commande pour une application de suivi de trajectoire.

5.2 Principe de la commande $I&I$

Le principe de l'immersion et l'invariance est une méthode relativement récente pour concevoir les contrôleurs non linéaires et adaptatifs [Astolfi et al., 2008]. Cette méthode utilise les notions d'immersion et d'invariance pour assurer l'objectif de la

commande. En effet, l'idée de cette méthode consiste à réaliser l'objectif de la commande en immergeant la dynamique du système dans une dynamique cible qui assure le comportement désiré. Ceci est effectué en trouvant une variété («manifold») dans l'espace d'état qui peut être rendue invariante et attractive – avec une dynamique interne qui reflète la dynamique du système bouclé (voir la figure 5.1). L'avantage d'une telle approche est de réduire le problème de la conception de contrôleur en un sous-problème qui pourrait être plus facile à résoudre.

Le théorème suivant représente le principal résultat de la stabilisation par la méthode de l'immersion et l'invariance :

Théorème 1. [Astolfi et al., 2008] *Considérons le système :*

$$\dot{x} = f(x) + g(x)u, \quad (5.1)$$

avec $x \in \mathbb{R}^n$, $u \in \mathbb{R}^m$, et un point d'équilibre x^* à stabiliser. Supposons qu'il existe des fonctions continues $\alpha : \mathbb{R}^p \rightarrow \mathbb{R}^p$, $\pi : \mathbb{R}^p \rightarrow \mathbb{R}^n$, $\phi : \mathbb{R}^n \rightarrow \mathbb{R}^{n-p}$, $c : \mathbb{R}^p \rightarrow \mathbb{R}^m$ et $v : \mathbb{R}^{n \times (n-p)} \rightarrow \mathbb{R}^m$, avec $p < n$, de telle sorte que les conditions suivantes soient vérifiées.

– (A1) La dynamique cible

$$\dot{\xi} = \alpha(\xi), \quad (5.2)$$

avec $\xi \in \mathbb{R}^p$ globalement asymptotiquement stable à $\xi^* \in \mathbb{R}^p$ et

$$x^* = \pi(\xi^*). \quad (5.3)$$

– (A2) Pour tout $\xi \in \mathbb{R}^p$,

$$f(\pi(\xi)) + g(\pi(\xi))c(\pi(\xi)) = \frac{\partial \pi}{\partial \xi} \alpha(\xi). \quad (5.4)$$

– (A3) L'identité de l'ensemble

$$\{x \in \mathbb{R}^n \mid \phi(x) = 0\} = \{x \in \mathbb{R}^n \mid x = \pi(\xi), \xi \in \mathbb{R}^p\} \quad (5.5)$$

contient :

– (A4) toutes les trajectoires du système

$$\dot{z} = \frac{\partial \phi}{\partial x} [f(x) + g(x)v(x, z)], \quad (5.6)$$

$$\dot{x} = f(x) + g(x)v(x, z), \quad (5.7)$$

sont bornées et ont un équilibre globalement asymptotiquement uniformément stable à $z = 0$.

Ainsi, x^* est un point d'équilibre globalement asymptotiquement stable du système en boucle fermée

$$\dot{x} = f(x) + g(x)v(x, \phi(x)). \quad (5.8)$$

□□□

Toute trajectoire $x(t)$ du système en boucle fermée $\dot{x} = f(x) + g(x)v(x, \phi(x))$ est l'image à travers la correspondance $\pi(\cdot)$ d'une trajectoire $\xi(t)$ de la dynamique cible. On notera que la mise en correspondance $\pi : \xi \rightarrow x$ est une immersion, i.e., le rang de π est égal à la dimension de ξ (figure 5.1). Donc, l'approche consiste à appliquer une loi de commande qui rend la variété $\xi = \pi^{-1}(x)$ attractive et conserve les trajectoires en boucle fermée bornées.

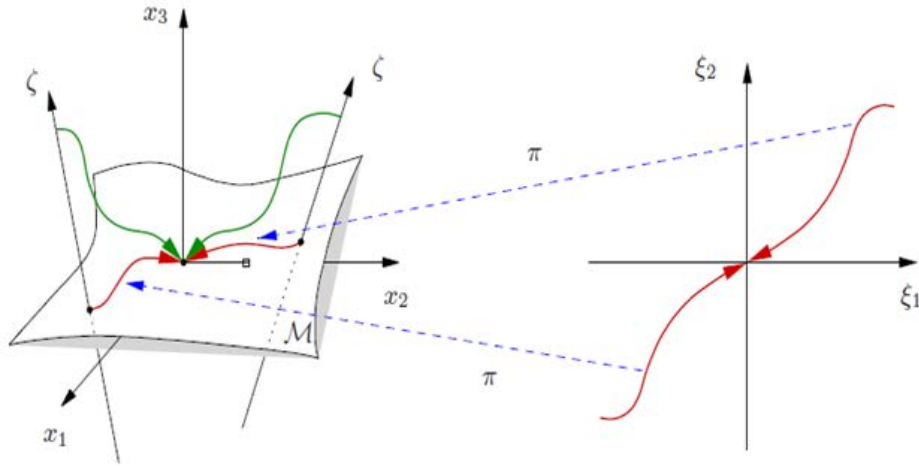


Figure 5.1 : Principe de la commande $I\&I$ [Astolfi et al., 2008]

En d'autres termes, la théorie d'immersion et d'invariance ($I\&I$) consiste à définir une dynamique cible et à concevoir une loi de commande qui rend la dynamique cible attractive et invariante. En effet, la reformulation du problème de stabilisation est implicite dans la commande par mode glissant (SMC), où la dynamique cible est la dynamique du système sur la surface de glissement, qui est rendue attractive par une loi de commande discontinue. La distinction principale entre les deux stratégies de commande est que dans l' $I\&I$, il n'est pas forcément nécessaire que la convergence se fasse en temps fini.

5.3 Contrôle latéral du véhicule autonome par $I\&I$

Plusieurs versions du contrôleur $I\&I$ ont été développées au cours de la thèse.

La première version, développée avec un modèle latéral couramment utilisé dans la littérature et ayant comme vecteur d'état $x = (\tilde{\psi}, \dot{\tilde{\psi}}, \dot{e}, e)^\top$, avec e l'erreur latérale et $\tilde{\psi}$ l'erreur de lacet, est présentée en Annexe 1. Durant la validation, de ce contrôleur utilisant des données réelles il y avait la présence d'un biais important après une forte sollicitation du véhicule dû au fait que le lacet était estimé par intégration de la vitesse de lacet. Pour éviter cette intégration, une reformulation du modèle a été faite en remplaçant dans le vecteur d'état l'angle de lacet par l'angle de dérive.

En remplaçant l'erreur de lacet par l'erreur d'angle de dérive, le vecteur d'état devient $x = (\tilde{\beta}, \dot{\tilde{\beta}}, \dot{e}, e)^\top$. Cette reformulation nous a permis de résoudre le problème de biais.

Après définition du problème de contrôle (reformulation du modèle), nous développerons les contrôleurs basés sur le principe de l' $I\&I$. Nous finirons ce paragraphe par une analyse des propriétés de la dynamique cible.

5.3.1 Définition du problème de contrôle

Soit le modèle bicyclette (paragraphe 2.2.1.1) donné en termes d'angle de dérive β et de vitesse de lacet $\dot{\psi}$:

$$\begin{cases} \dot{\beta} = -\frac{\mu(C_f+C_r)}{mV_x}\beta - \left(1 + \frac{\mu(L_f C_f - L_r C_r)}{mV_x^2}\right)\dot{\psi} + \frac{\mu C_f}{mV_x}\delta \\ \ddot{\psi} = -\frac{\mu(L_f C_f - L_r C_r)}{I_z}\beta - \frac{\mu(L_f^2 C_f + L_r^2 C_r)}{I_z V_x}\dot{\psi} + \frac{\mu L_f C_f}{I_z}\delta \end{cases} \quad (5.9)$$

où β , ψ et δ représentent respectivement les angles de dérive, de lacet du véhicule et de braquage au niveau du pneu.

L'objectif de la commande latérale du véhicule intelligent est de minimiser le déplacement latéral du véhicule par rapport à une trajectoire de référence donnée. L'équation dynamique de l'erreur latérale au centre de gravité du véhicule, par rapport à une trajectoire de référence, est donnée par :

$$\ddot{e} = a_y - a_{y_{ref}} \quad (5.10)$$

où a_y et $a_{y_{ref}}$ sont respectivement l'accélération latérale du véhicule, et l'accélération latérale désirée (trajectoire de référence). En supposant que cette dernière peut s'écrire $a_{y_{ref}} = V_x^2 \rho$, où ρ est la courbure de la route, et sachant que $a_y = V_x(\dot{\beta} + \dot{\psi})$ [Rajamani, 2006], nous avons :

$$\ddot{e} = V_x(\dot{\beta} + \dot{\psi}) - V_x^2 \rho \quad (5.11)$$

En remplaçant $\dot{\beta}$ par son expression (5.9) dans l'équation (5.11), nous obtenons :

$$\ddot{e} = -\frac{\mu(C_f + C_r)}{m}\beta - \frac{\mu(L_f C_f - L_r C_r)}{mV_x}\dot{\psi} - V_x^2 \rho + \frac{\mu C_f}{m}\delta \quad (5.12)$$

Les nouvelles variables d'état du système sont $x = (\beta, \dot{\psi}, \dot{e}, e)^\top$, correspondant à l'angle de dérive, la vitesse de lacet, l'erreur latérale et sa dérivée. Ce nouveau système est donné par l'équation :

$$\dot{x} = Ax + B_1\delta + B_2\rho \quad (5.13)$$

où,

$$A = \begin{bmatrix} -\frac{\mu(C_f+C_r)}{mV_x} & -1 - \frac{\mu(L_f C_f - L_r C_r)}{mV_x^2} & 0 & 0 \\ -\frac{\mu(L_f C_f - L_r C_r)}{m} & -\frac{\mu(L_f^2 C_f + L_r^2 C_r)}{mV_x} & 0 & 0 \\ -\frac{\mu(C_f+C_r)}{m} & -\frac{\mu(L_f C_f - L_r C_r)}{mV_x} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \quad (5.14)$$

$$B_1 = \begin{bmatrix} \frac{\mu C_f}{mV_x} \\ \frac{\mu L_f C_f}{m} \\ \frac{\mu C_f}{m} \\ 0 \end{bmatrix}, \quad B_2 = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ -V_x^2 \\ 0 \end{bmatrix}$$

L'entrée de commande est l'angle de braquage δ , et l'erreur latérale e est la sortie. L'objectif de la commande est d'annuler l'erreur latérale. Pour une courbure donnée ρ et une vitesse longitudinale V_x , le comportement désiré correspond à $\dot{e} = e = 0$. Par conséquent, il est facile de montrer que le point d'équilibre désiré est [Rajamani, 2006] :

$$(\beta, \dot{\psi}, \dot{e}, e)^\top = (\beta^*, \dot{\psi}^*, 0, 0)^\top$$

avec

$$\begin{aligned} \beta^* &= (L_r - \frac{L_f m V_x^2}{\mu C_r (L_f + L_r)}) \rho \\ \dot{\psi}^* &= V_x \rho \end{aligned} \quad (5.15)$$

En supposant que V_x , ρ et μ sont constants, au point d'équilibre, l'entrée de commande est :

$$\delta^* = (L_f + L_r)\rho + \frac{mV_x^2(L_r C_r - L_f C_f)}{\mu C_f C_r (L_f + L_r)} \rho \quad (5.16)$$

Nous définissons les nouvelles variables d'erreur :

$$\begin{cases} \tilde{\beta} = \beta - \beta^* \\ \dot{\tilde{\psi}} = \dot{\psi} - \dot{\psi}^* \\ \tilde{\delta} = \delta - \delta^* \end{cases} \quad (5.17)$$

Par conséquent, la dynamique des erreurs du système (5.13) ayant l'origine comme

point d'équilibre $(\tilde{\beta}, \dot{\tilde{\psi}}, \dot{e}, e)^\top = (0, 0, 0, 0)^\top$ devient :

$$\dot{\tilde{x}} = A\tilde{x} + B_1\tilde{\delta} \quad (5.18)$$

où, A et B_1 ont été définis ci-dessus dans l'équation (5.14).

Dans ce qui suit, le modèle d'erreur latérale du véhicule (5.18) sera utilisé pour concevoir le contrôleur latéral, avec $\tilde{\delta}$ l'entrée de commande.

5.3.2 Développement des lois de commande

Le principe de l' $I\&I$ est d'atteindre l'objectif du contrôle en immergeant le système dans une dynamique cible désirée. Pour concevoir le contrôleur, certaines hypothèses doivent être vérifiées : le système et la dynamique cible doivent tous les deux avoir leur équilibre à l'origine. L'immersion du système est réalisée par le choix d'une variété rendue attractive et invariante. Ainsi, la commande consiste à amener l'état du système vers cette variété.

Considérons maintenant le modèle de dynamique du véhicule (5.18). Comme mentionné précédemment, l'objectif principal de la commande latérale est d'annuler l'erreur de déplacement latéral par rapport à une trajectoire donnée, i.e. $e = \dot{e} = 0$ à l'équilibre. La dynamique cible est par conséquent choisie de manière à être l'image du système (5.18) quand $e = \dot{e} = 0$. Plus précisément, le vecteur d'état cible est (ξ_1, ξ_2) , où ξ_1 et ξ_2 représentent $\tilde{\beta}$ et $\dot{\tilde{\psi}}$ respectivement, quand $e = \dot{e} = 0$. Il est à noter que pour $e = \dot{e} = 0$, nous avons aussi $\ddot{e} = 0$. La dynamique cible peut être exprimée comme suit,

$$\begin{bmatrix} \dot{\xi}_1 \\ \dot{\xi}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & -1 \\ \frac{\mu C_r(L_f + L_r)}{I_z} & -\frac{\mu L_r C_r(L_f + L_r)}{I_z V_x} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \xi_1 \\ \xi_2 \end{bmatrix} \quad (5.19)$$

Proposition 1. *La dynamique cible (5.19) a un équilibre globalement asymptotiquement stable à l'origine $(0, 0)$.*

Démonstration. La dynamique du vecteur d'état $\xi = [\xi_1, \xi_2]$ peut être écrite sous la forme $\dot{\xi} = C\xi$, avec

$$C = \begin{bmatrix} 0 & -1 \\ \frac{\mu C_r(L_f + L_r)}{I_z} & -\frac{\mu L_r C_r(L_f + L_r)}{I_z V_x} \end{bmatrix} \quad (5.20)$$

Le polynôme caractéristique est donné par

$$\det(sI - C) = s^2 + \frac{\mu L_r C_r(L_f + L_r)}{I_z V_x} s + \frac{\mu C_r(L_f + L_r)}{I_z} \quad (5.21)$$

La matrice C vérifie le critère de stabilité de Routh-Hurwitz ($V_x > 0$), ce qui donne le résultat attendu (la dynamique cible (5.19) a un équilibre globalement asymptotiquement stable). $\square\square\square$

Proposition 2. *Considérons le système (5.18) qui a un équilibre globalement asymptotiquement stable à l'origine. De plus, le sous-système (5.19), qui est une image du système (5.18) pour $e = \dot{e} = 0$, a un équilibre globalement asymptotiquement stable à l'origine. Donc, le système (5.18) est «stabilisable au sens *I&I*» avec la dynamique cible (5.19).*

5.3.2.1 Choix de la variable d'immersion z vers la variété identique à la variable de glissement s du SMC

Démonstration. Pour prouver la stabilité asymptotique globale du système bouclé, nous montrerons que le système bouclé est équivalent à une interconnexion en cascade de deux sous-systèmes globalement asymptotiquement stables ayant une trajectoire bornée [Kokotovic and Marino, 1986].

Nous définissons la variable d'immersion vers la variété par :

$$z_0 = \dot{e} + \lambda e, \quad \text{avec } \lambda > 0 \quad (5.22)$$

Nous devons déterminer une entrée $\tilde{\delta}$ telle que les trajectoires du système bouclé restent bornées et convergent vers zéro. Il faut remarquer que lorsque $z_0 \rightarrow 0$, e converge asymptotiquement vers zéro, avec un taux de convergence exponentielle λ , ce qui donne le résultat souhaité. Ceci est analogue au principe du SMC, où les trajectoires du système sont contraintes d'atteindre la surface de glissement s en un temps fini, et d'y rester. Dans les SMC, une convergence en temps fini est garantie par une loi de commande discontinue. Dans le contrôleur *I&I*, la convergence pourrait être asymptotique. On choisit une convergence exponentielle pour z_0 :

$$\dot{z}_0 = -K z_0, \quad \text{avec } K > 0. \quad (5.23)$$

où K représente le taux de convergence exponentielle de z_0 vers zéro. La figure 5.2 illustre la stratégie de contrôleur *I&I*. La variable z_0 converge vers 0, et ensuite e converge vers 0. Le système est ainsi immergé dans la dynamique cible et converge vers l'origine.

En remplaçant \dot{z}_0 (5.23) et z_0 (5.22) par leurs expressions, l'entrée de commande correspondante pour (5.18) qui amène le système en (5.19) est donnée par :

$$\tilde{\delta}_0 = -\frac{m(K + \lambda)}{\mu C_f} \dot{e} - \frac{mK\lambda}{\mu C_f} e + \frac{C_f + C_r}{C_f} \tilde{\beta} + \frac{L_f C_f - L_r C_r}{C_f V_x} \dot{\psi} \quad (5.24)$$

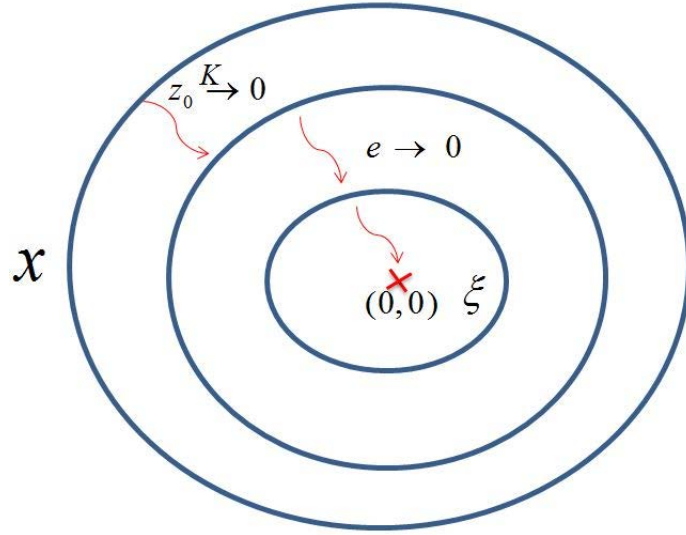


Figure 5.2 : Stratégie de commande du contrôleur *I&I*

Le système en boucle fermée (équations (5.18)+ (5.24)) devient :

$$\begin{bmatrix} \dot{\tilde{\beta}} \\ \ddot{\tilde{\psi}} \\ \ddot{e} \\ \dot{e} \end{bmatrix} = \left[\begin{array}{c|c} \mathcal{A}_{11} & \mathcal{A}_{12} \\ \hline \mathcal{A}_{21} & \mathcal{A}_{22} \end{array} \right] \begin{bmatrix} \tilde{\beta} \\ \dot{\tilde{\psi}} \\ \dot{e} \\ e \end{bmatrix} \quad (5.25)$$

avec,

$$\begin{aligned} \mathcal{A}_{11} &= \begin{bmatrix} 0 & -1 \\ \frac{\mu C_r(L_f+L_r)}{I_z} & -\frac{\mu L_r C_r(L_f+L_r)}{I_z V_x} \end{bmatrix} = C, \\ \mathcal{A}_{12} &= \begin{bmatrix} -\frac{(K+\lambda)}{V_x} & -\frac{K\lambda}{V_x} \\ -\frac{L_f m(K+\lambda)}{I_z} & -\frac{L_f m K \lambda}{I_z} \end{bmatrix}, \\ \mathcal{A}_{21} &= \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix}, \\ \mathcal{A}_{22} &= \begin{bmatrix} -(K+\lambda) & -K\lambda \\ 1 & 0 \end{bmatrix}. \end{aligned}$$

Le système en boucle fermée peut être interprété comme l'interconnexion de deux sous-systèmes : S_1 avec les variables d'état $(\tilde{\beta} \text{ et } \dot{\tilde{\psi}})$, et S_2 avec les variables d'état $(\dot{e} \text{ et } e)$.

Le sous-système S_2 combine et représente la dynamique des variables z_0 et e et est donné par :

$$\begin{bmatrix} \ddot{e} \\ \dot{e} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -(K+\lambda) & -K\lambda \\ 1 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{e} \\ e \end{bmatrix} \quad (5.26)$$

Proposition 3. *Le sous-système S_2 a un équilibre globalement asymptotiquement stable à l'origine $(0, 0)$.*

Démonstration. La dynamique du vecteur d'état $\zeta = [\dot{e}, e]$ peut être écrite sous la forme : $\dot{\zeta} = \mathcal{A}_{22}\zeta$.

La matrice \mathcal{A}_{22} vérifie le critère de stabilité de Routh-Hurwitz pour tous $\lambda > 0$ et $K > 0$, donc le sous-système S_2 a un équilibre globalement asymptotiquement stable à l'origine $(0, 0)$. $\square\square\square$

Le sous-système S_1 dépend du sous-système S_2 via la matrice \mathcal{A}_{12} . définissant $\tilde{u}_0 = (K + \lambda)\dot{e} + K\lambda e$, le sous-système S_1 en boucle fermée a la forme :

$$\begin{bmatrix} \dot{\tilde{\beta}} \\ \ddot{\tilde{\psi}} \end{bmatrix} = C \begin{bmatrix} \tilde{\beta} \\ \dot{\tilde{\psi}} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -\frac{1}{V_x} \\ -\frac{L_f m}{I_z} \end{bmatrix} \tilde{u}_0 \quad (5.27)$$

Finalement, il est clair que lorsque S_2 converge vers $(0, 0)$, l'entrée \tilde{u} du sous-système S_1 converge vers zéro. Le système S_1 converge vers le sous-système cible (5.19), dont la dynamique est stable et converge vers $(0, 0)$. Nous avons déjà démontré plus haut que cette dynamique cible a un équilibre globalement asymptotiquement stable à l'origine. En conséquence, les trajectoires du système bouclé sont bornées, ce qui donne le résultat souhaité. $\square\square\square$

Pour rappel, l'entrée de commande $\tilde{\delta}_0$ est obtenue en remplaçant \dot{z}_0 et z_0 par leurs expressions en (5.23). Elle est donnée par :

$$\tilde{\delta}_0 = -\frac{m(K + \lambda)}{\mu C_f} \dot{e} - \frac{mK\lambda}{\mu C_f} e + \frac{C_f + C_r}{C_f} \tilde{\beta} + \frac{L_f C_f - L_r C_r}{C_f V_x} \dot{\tilde{\psi}} \quad (5.28)$$

Enfin, l'entrée de commande appliquée au système (5.13), obtenue à partir des équations (5.24), (5.15-5.17) est :

$$\delta_{I\&I_{V0}} = \tilde{\delta}_0 + \delta^* = -\frac{m(K + \lambda)}{\mu C_f} \dot{e} - \frac{mK\lambda}{\mu C_f} e + \frac{C_f + C_r}{C_f} \tilde{\beta} + \frac{L_f C_f - L_r C_r}{C_f V_x} \dot{\tilde{\psi}} + \frac{mV_x^2}{\mu C_f} \rho \quad (5.29)$$

5.3.2.2 Choix de la variable d'immersion z vers la variété différente de la variable de glissement s du SMC

Le contrôleur par mode glissant, développé précédemment, peut être interprété comme un PID non linéaire. En prenant s identique à z , on obtient un contrôleur I&I qui a la structure d'un PD (voir l'équation 5.29). Afin que le contrôleur

soit robuste par rapport aux perturbations et aux incertitudes paramétriques, nous définissons un z différent de s . Soit :

$$z = \dot{e} + \lambda_1 e + \lambda_2 \int_0^T e \cdot dt, \quad \text{avec } \lambda_1 > 0, \lambda_2 > 0 \quad (5.30)$$

Démonstration. Le raisonnement est le même, nous devons déterminer une entrée $\tilde{\delta}$ telle que les trajectoires du système bouclé restent bornées et convergent vers zéro. En imposant une convergence exponentielle à z , on aura :

$$\dot{z} = -Kz, \quad \text{avec } K > 0. \quad (5.31)$$

En remplaçant \dot{z} (5.31) et z (5.30) par leurs expressions, l'entrée de commande correspondante pour (5.18) qui amène le système en (5.19) est donnée par :

$$\tilde{\delta} = -\frac{m(K+\lambda_1)}{\mu C_f} \dot{e} - \frac{m(K\lambda_1+\lambda_2)}{\mu C_f} e - \frac{mK\lambda_2}{\mu C_f} \int_0^T e \cdot dt + \frac{C_f+C_r}{C_f} \tilde{\beta} + \frac{L_f C_f - L_r C_r}{C_f V_x} \dot{\tilde{\psi}} \quad (5.32)$$

Le système en boucle fermée (équations (5.18)+(5.32)) devient :

$$\begin{bmatrix} \dot{\tilde{\beta}} \\ \ddot{\tilde{\psi}} \\ \ddot{e} \\ \dot{e} \\ e \end{bmatrix} = \left[\begin{array}{c|c} \mathcal{B}_{11} & \mathcal{B}_{12} \\ \hline \mathcal{B}_{21} & \mathcal{B}_{22} \end{array} \right] \begin{bmatrix} \tilde{\beta} \\ \dot{\tilde{\psi}} \\ \dot{e} \\ e \\ \int e \end{bmatrix} \quad (5.33)$$

avec,

$$\begin{aligned} \mathcal{B}_{11} &= \mathcal{A}_{11} = \begin{bmatrix} 0 & -1 \\ \frac{\mu C_r(L_f+L_r)}{I_z} & -\frac{\mu L_r C_r(L_f+L_r)}{I_z V_x} \end{bmatrix} = C, \\ \mathcal{B}_{12} &= \begin{bmatrix} -\frac{(K+\lambda_1)}{V_x} & -\frac{(K\lambda_1+\lambda_2)}{V_x} & -\frac{K\lambda_2}{V_x} \\ -\frac{L_f m(K+\lambda_1)}{I_z} & -\frac{L_f m(K\lambda_1+\lambda_2)}{I_z} & -\frac{L_f m K \lambda_2}{I_z} \end{bmatrix}, \\ \mathcal{B}_{21} &= \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix}, \\ \mathcal{B}_{22} &= \begin{bmatrix} -(K+\lambda_1) & -(K\lambda_1+\lambda_2) & -K\lambda_2 \\ 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \end{bmatrix}. \end{aligned}$$

Définissons $\tilde{u} = (K+\lambda_1)\dot{e} + (K\lambda_1+\lambda_2)e + K\lambda_2 \int_0^T e \cdot dt$, le système en boucle fermée

devient :

$$\begin{bmatrix} \dot{\tilde{\beta}} \\ \ddot{\tilde{\psi}} \end{bmatrix} = C \begin{bmatrix} \tilde{\beta} \\ \dot{\tilde{\psi}} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -\frac{1}{V_x} \\ -\frac{L_f m}{I_z} \end{bmatrix} \tilde{u} \quad (5.34)$$

Le système en boucle fermée peut être interprété comme l'interconnexion de deux sous-systèmes. Le sous-système S_1 avec les variables d'état $(\tilde{\beta}$ et $\dot{\tilde{\psi}}$), comme précédemment. Et le sous-système $S_3 = \mathcal{B}_{22}$ (avec les variables d'état \dot{e} , e et $\int e$). Le sous-système S_3 combine et représente les interactions entre la dynamique des variables z et e , qui assurent la convergence des deux variables.

Proposition 4. *Le sous-système S_3 a un équilibre globalement asymptotiquement stable à l'origine $(0, 0)$.*

Démonstration. La dynamique du système S_3 a comme équation caractéristique :

$$P(s) = s^3 + (K + \lambda_1)s^2 + (K\lambda_1 + \lambda_2)s + K\lambda_2 \quad (5.35)$$

Cette équation vérifie le critère de stabilité de Routh-Hurwitz pour tous $\lambda_1 > 0$, $\lambda_2 > 0$ et $K > 0$, donc le sous-système S_3 a un équilibre globalement asymptotiquement stable. $\square\square\square$

Finalement, il est clair que lorsque S_3 converge vers $(0, 0)$, l'entrée \tilde{u} du sous-système S_1 converge vers zéro. Le système S_1 converge vers le sous-système cible (5.19), dont la dynamique est stable et converge vers $(0, 0)$. $\square\square\square$

Ce contrôleur I&I garantit la stabilité du système, pour tous les gains choisis positifs $\lambda_1 > 0$, $\lambda_2 > 0$ et $K > 0$. C'est un résultat très important qui peut révéler certaines propriétés du système (passivité). Les paramètres K , λ_1 et λ_2 doivent être choisis de manière à assurer les performances souhaitées.

L'entrée de commande appliquée au système (5.13), obtenue à partir des équations (5.32), (5.15-5.17) est donnée par :

$$\begin{aligned} \delta_{I\&I} = \tilde{\delta} + \delta^* = & -\frac{m(K+\lambda_1)}{\mu C_f} \dot{e} - \frac{m(K\lambda_1+\lambda_2)}{\mu C_f} e - \frac{mK\lambda_2}{\mu C_f} \int_0^T e \cdot dt \\ & + \frac{C_f+C_r}{C_f} \beta + \frac{L_f C_f - L_r C_r}{C_f V_x} \dot{\psi} + \frac{mV_x^2}{\mu C_f} \rho \end{aligned} \quad (5.36)$$

Cette loi de commande I&I peut être interprétée comme un retour d'état dynamique plus un contrôleur PID, avec des gains adaptatifs en fonction des paramètres du système, pour garantir une robustesse donnée. Le retour d'état dynamique offre une compensation de certaines dynamiques du système, afin de converger plus rapidement vers l'état désiré. D'autre part, le régulateur PID permet d'assurer la convergence et d'annuler l'effet des incertitudes paramétriques et des perturbations.

5.3.3 Analyse de la dynamique cible

L'analyse de la dynamique cible révèle le comportement de la dynamique interne. Si une modification de cette dynamique interne est nécessaire, cela pourrait alors être réalisé en agissant sur la commande.

La dynamique cible (5.19) est tout simplement la dynamique de l'angle de dérive et la vitesse de lacet avec la courbure ρ comme entrée exogène. Cette dynamique est donnée par l'équation suivante :

$$\begin{bmatrix} \dot{\beta} \\ \ddot{\psi} \end{bmatrix} = C \begin{bmatrix} \beta \\ \dot{\psi} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} V_x \\ \frac{L_f m V_x^2}{I_z} \end{bmatrix} \rho \quad (5.37)$$

où, pour une courbure donnée ρ , β et $\dot{\psi}$ convergent respectivement vers β^* et $\dot{\psi}^*$.

Dans cette section, nous étudions la réponse de la fonction de transfert entre l'entrée (la courbure) et la sortie (les variables dynamiques). Nous verrons l'influence que la vitesse, le type de route, et la masse du véhicule ont sur la réponse du système dans le domaine temporel.

Les fonctions de transfert de $\beta(s)$ et $\dot{\psi}(s)$ par rapport à l'entrée ρ sont des fonctions du second ordre avec un degré relatif de 1. La fonction de transfert $\dot{\psi}(s)/\rho(s)$ est à phase minimale pour toutes les variations de paramètres possibles.

La fonction de transfert $\beta(s)/\rho(s)$ est à phase minimale pour tout $V_x < V_0$ avec :

$$V_0 = \sqrt{\frac{\mu L_r C_r (L_f + L_r)}{L_f m}} \quad (5.38)$$

En utilisant les paramètres du véhicule expérimental DYNA, donnés dans le tableau 7.1, la vitesse limite de l'équation (5.38) correspond à $V_x < 16.5m/s \simeq 60km/h$.

Les figures 5.3, 5.4 et 5.5 sont les réponses indicielles pour une courbure $\rho = 0.002m^{-1}$, avec une condition initiale nulle.

La figure 5.3 montre les réponses à un échelon de courbure, de l'angle de dérive et de la vitesse de lacet pour des variations de la vitesse longitudinale allant de $5m/s$ à $40m/s$, sur une route sèche ($\mu = 1$). Pour $V_x > V_0$, nous notons une grande variation de l'amortissement (diminution). Les réponses $\beta(t)$ et $\dot{\psi}(t)$ ont un comportement dynamique très similaire (amortissement des oscillations, temps de réponse).

A basse vitesse, la dynamique du véhicule se comporte bien, sans dépassement ou oscillations. Lorsque l'adhérence de la route diminue ou la vitesse augmente, les réponses à un échelon de courbure tendent à avoir des dépassements et des oscillations. La tendance accrue à avoir des oscillations indique l'influence croissante du zéro et la diminution de l'amortissement des pôles. La variation de l'adhérence de la route affecte l'amplitude des oscillations et la valeur finale de $\beta(t)$.

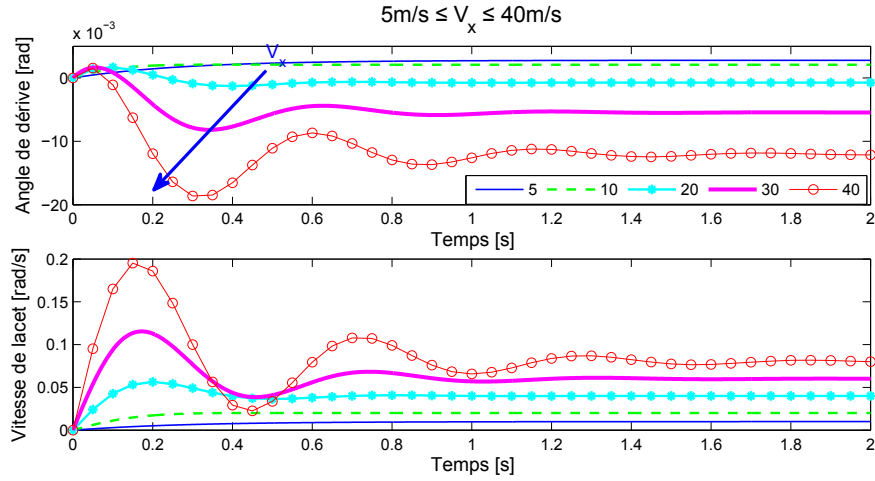


Figure 5.3 : Réponses à un échelon de courbure : Variations de la vitesse (entrée dans un virage)

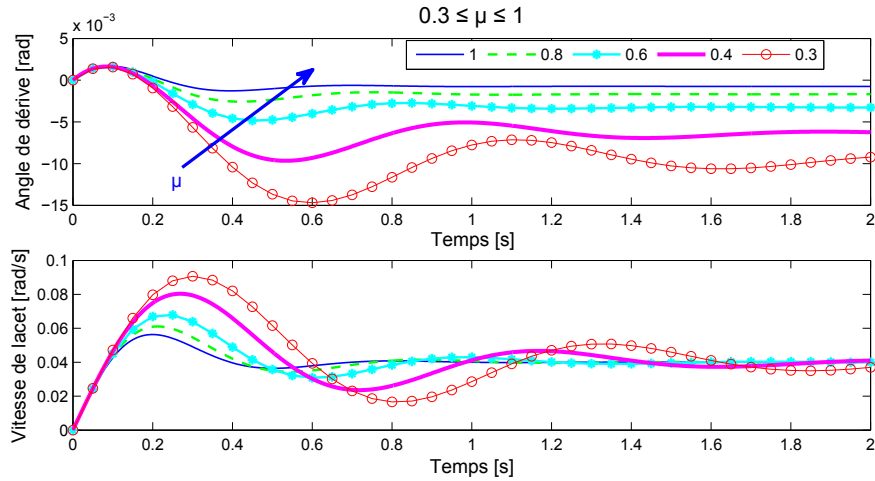


Figure 5.4 : Réponses à un échelon de courbure : Variations de l'adhérence de la route pour $V_x = 20\text{m/s} \simeq 72\text{km/h}$

Cette étude nous montre que la dynamique cible reste stable quelles que soient les variations des paramètres. Nous pourrions dans le futur si nécessaire modifier son comportement en ajoutant une entrée de commande pour améliorer les performances des contrôleurs $I\&I$ quand la dynamique cible elle est atteinte.

5.4 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté l'utilisation du principe d'immersion et d'invariance pour développer des contrôleurs permettant d'assurer un contrôle latéral

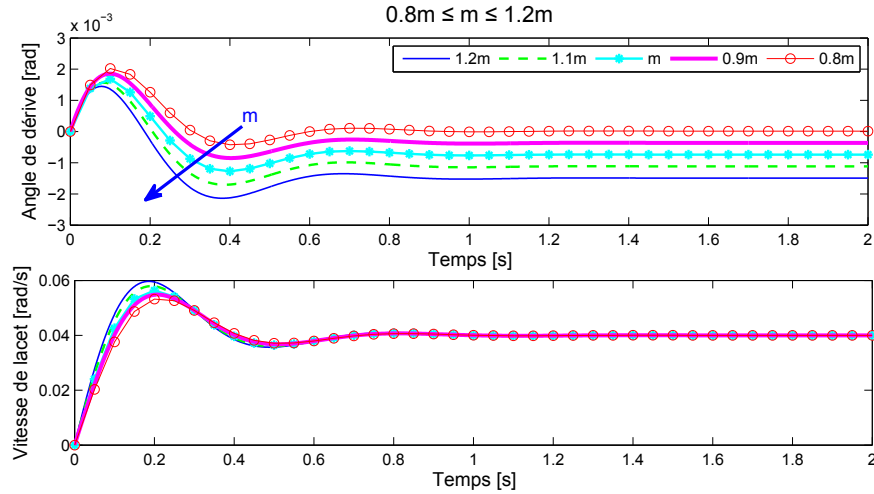


Figure 5.5 : Réponses à un échelon de courbure : Variations de la masse pour $V_x = 20m/s$

du véhicule. Cette nouvelle stratégie (*I&I*) permet d'obtenir des lois de commande continues. En outre, elle permet une prise en compte plus importante du modèle durant la conception du contrôleur et nous a permis de prouver un critère de stabilité robuste du système bouclé pour tous gains positifs du contrôleur (ce qui ne fut pas le cas pour le contrôleur SMC).

La validation de ces lois de commande est présentée dans le chapitre 7. Les différents tests effectués mettent en évidence les améliorations apportées par cette nouvelle stratégie. En outre, le contrôleur *I&I* est plus robuste aux variations de courbures donc plus approprié pour les manœuvres d'urgence (évitement de collisions). Ce contrôleur permet d'obtenir des performances équivalentes, voire meilleures que le contrôleur SMC.

Les résultats de stabilité obtenus suite au développement de ces contrôleurs (*I&I*) nous ont conduits à étudier les propriétés intrinsèques du modèle (passivité). Dans le prochain chapitre, nous présenterons cette analyse.

Chapitre 6

Analyse des propriétés de passivité de la dynamique latérale et conception de contrôleurs basés sur la passivité

Sommaire

6.1	Introduction	59
6.2	Passivité : concepts de base	59
6.3	Analyse des propriétés de passivité de la dynamique latérale	62
6.4	Conception de contrôleurs basés sur la passivité	72
6.5	Conclusion	76

6.1 Introduction

La conception du contrôleur $I\&I$ [Tagne et al., 2013b], développé dans le précédent chapitre, nous a permis de prouver un critère de stabilité robuste du système bouclé. En effet, nous avons montré que le système bouclé est stable pour tous les gains du contrôleur positifs. Ce résultat nous a conduit à étudier les propriétés de passivité entre différentes variables (entrées-sorties) du système dans l'optique de concevoir des contrôleurs robustes. Dans ce chapitre, nous établissons les propriétés de passivité entre les entrées et les sorties. Ensuite, nous développons un contrôleur imbriqué basé sur ces propriétés.

6.2 Passivité : concepts de base

6.2.1 Définition

La passivité est une notion utilisée dans plusieurs domaines de la science, qui permet de mieux comprendre certains phénomènes physiques. La théorie de la passivité est

un cadre permettant d'analyser des systèmes et de concevoir des contrôleurs utilisant une description des entrées-sorties, basée sur des considérations énergétiques. L'idée principale est qu'un très large nombre de systèmes physiques ont certaines propriétés de passivité entre les entrées-sorties.

Le lemme de Kalman-Yakubovich-Popov (KYP) est considéré comme un outil très important dans la théorie des systèmes et du contrôle. Pour démontrer la passivité d'une sortie vis à vis d'une entrée, ce lemme sera utilisé. Il établit une équivalence entre les conditions dans le domaine fréquentiel (système à partie réelle positive), dans le domaine temporel, et sous forme de représentation d'état. Le lemme de KYP est donné par :

Lemme 1. (lemme de KYP) [Lozano et al., 2000]

Dans le domaine fréquentiel :

Considérons $H(s)$ fonction de transfert et $\Re()$ un opérateur qui retourne la partie réelle. $H(s)$ est à partie réelle positive (PR) si et seulement si :

$$\begin{cases} H(s) \text{ est stable} \\ \Re[H(j\omega)] \geq 0, \forall \omega \in \mathbb{R} \end{cases} \quad (6.1)$$

Dans le domaine temporel :

Un système avec une entrée u et une sortie y , où $u(t), y(t) \in \mathbb{R}^n$, est passif s'il existe une constante v telle que :

$$\int_0^T y^T(t)u(t) \geq v \quad (6.2)$$

pour toute fonction u et tout $T \geq 0$.

Sous-forme de représentation d'état :

Considérons un système décrit par la représentation d'état suivante : $\dot{x} = Ax + Bu$ et $y = Cx + Du$, où $x \in \mathbb{R}^n$, $u, y \in \mathbb{R}^m$ avec $n \geq m$. La fonction de transfert $H(s) = C^T(sI - A)^{-1}B + D$, avec $A \in \mathbb{R}^{n \times n}$, $B \in \mathbb{R}^{n \times m}$, $C \in \mathbb{R}^{m \times n}$, $D \in \mathbb{R}^{m \times m}$ est PR avec $H(s) \in \mathbb{R}^{m \times m}$, si et seulement si il existe des matrices $P > 0$, $P \in \mathbb{R}^{n \times n}$, $L \in \mathbb{R}^{n \times m}$ et $W \in \mathbb{R}^{m \times m}$ telles que :

$$\begin{cases} PA + A^T P = -LL^T \\ PB - C^T = -LW \\ D + D^T = W^T W \end{cases} \quad (6.3)$$

Remarque : Compte tenu des conditions ci-dessus, il est clair qu'un système instable ou un système à phase non-minimale n'est pas à partie réelle positive. En outre, si une fonction de transfert $H(s)$ est à partie réelle positive (PR), son inverse $1/H(s)$ l'est aussi [Ioannou and Tao, 1987].

Les systèmes passifs sont une classe de systèmes dynamiques dont l'énergie échangée joue un rôle central. Un système passif ne peut pas stocker plus d'énergie que ce qui lui est fourni, ce qui reflète un critère de stabilité fort. Ainsi, un système passif est à la fois stable et robuste par rapport aux incertitudes paramétriques. On peut donc rechercher la passivité comme un moyen d'imposer une stabilité robuste. Ceci est particulièrement pertinent dans les applications de véhicules intelligents, compte tenu des variations et des incertitudes paramétriques (vitesse, courbure, masse, coefficient de rigidité du pneu, adhérence de la route, etc.).

6.2.2 Interconnexion de systèmes passifs

L'interconnexion de systèmes passifs a été étudiée dans la littérature, notamment le re-bouclage et la mise en cascade.

Le corollaire suivant (corollaire 4.1 dans [Lozano et al., 2000]) rappelle une propriété très utilisée pour montrer la stabilité de deux systèmes passifs ayant une interconnexion négative (rétroaction).

Corollaire 1. *Considérons le schéma de la figure 6.1. Ce système bouclé est stable si l'une des conditions suivantes est vérifiée :*

- S_1 est Passif (P) et S_2 est Strictement Passif (SP) ;
- S_1 est Strictement Passif (SP) et S_2 est Passif.

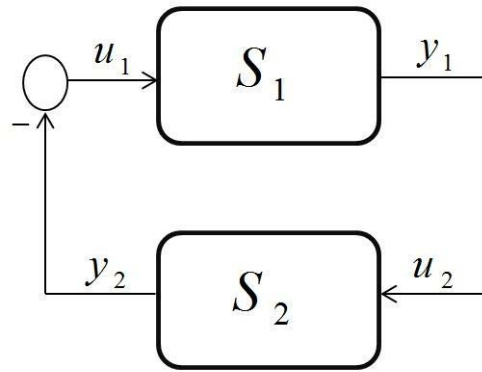


Figure 6.1 : Interconnexion : re-bouclage de systèmes passifs

Corollaire 2. *Considérons le schéma de la figure 6.2. Le système résultant de cette mise en cascade est passif si l'une des conditions suivantes est vérifiée (satisfaite) :*

- S_1 est Passif et S_2 est Strictement Passif ;
- S_1 est Strictement Passif et S_2 est Passif.

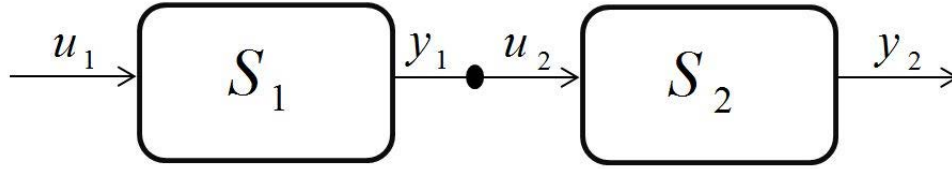


Figure 6.2 : Interconnexion en cascade de deux systèmes passifs

6.2.3 Commande par passivité

Le terme « commande par passivité » (PBC - "Passivity-Based Control") a été introduite en 1989 pour définir une méthodologie de commande ayant pour objectif de rendre passif le système bouclé (système + contrôleur)[Ortega and Spong, 1989]. Ces propriétés de passivité garantissent la stabilité et la robustesse du système bouclé.

Deux approches sont utilisées dans la littérature pour concevoir des contrôleurs par la stratégie de commande par passivité (PBC) :

- en choisissant une fonction d'énergie appropriée qui garantira la passivité du système bouclé (ainsi, le système bouclé est rendu passif par la commande)[Ortega and Spong, 1989] ;
- en se basant sur les propriétés de passivité du système ainsi que celles de l'interconnexion des systèmes passifs [Lozano et al., 2000].

6.3 Analyse des propriétés de passivité de la dynamique latérale

A notre connaissance, et après avoir effectué une large étude bibliographique, les caractéristiques intrinsèques de la dynamique latérale du véhicule n'ont jamais été étudiées en terme énergétique ou de propriétés de passivité. Toutefois, si ces propriétés existent, elles pourraient permettre une compréhension plus approfondie du système ainsi que ses interconnexions internes. Cela permettrait de faciliter la conception des contrôleurs robustes basés sur les caractéristiques intrinsèques du système.

Nous étudierons la passivité, afin d'analyser le comportement fréquentiel et de déterminer les sorties passives permettant de commander facilement le système. L'intérêt de la passivité découle du re-bouclage des systèmes passifs. En effet, Il y a stabilité interne quand on reboucle une sortie passive avec un contrôleur passif (figure 6.1). On peut donc rechercher la passivité comme moyen d'imposer la stabilité robuste. Cette démarche est particulièrement pertinente dans les applications de contrôle latéral des véhicules intelligents où le contrôleur doit garantir une stabilité robuste pour une conduite à grande vitesse, ainsi qu'une robustesse par rapport aux incertitudes paramétriques et aux perturbations.

Soit le modèle bicyclette donnée en termes d'angle de dérive β et de vitesse de lacet $\dot{\psi}$:

$$\begin{cases} \dot{\beta} = -\frac{\mu(C_f+C_r)}{mV_x}\beta - \left(1 + \frac{\mu(L_f C_f - L_r C_r)}{mV_x^2}\right)\dot{\psi} + \frac{\mu C_f}{mV_x}\delta \\ \ddot{\psi} = -\frac{\mu(L_f C_f - L_r C_r)}{I_z}\beta - \frac{\mu(L_f^2 C_f + L_r^2 C_r)}{I_z V_x}\dot{\psi} + \frac{\mu L_f C_f}{I_z}\delta \end{cases} \quad (6.4)$$

où β , ψ et δ représentent respectivement les angles de dérive, de lacet du véhicule et de braquage au niveau du pneu.

Comme nous l'avons vu au paragraphe 5.3.1, la reformulation de ce modèle, avec comme vecteur d'état $(x = \tilde{\beta}, \dot{\tilde{\psi}}, \dot{e}, e)^\top$ qui a son équilibre à l'origine, est donnée par :

$$\dot{\tilde{x}} = A\tilde{x} + B_1\tilde{\delta} \quad (6.5)$$

où,

$$A = \begin{bmatrix} -\frac{\mu(C_f+C_r)}{mV_x} & -1 - \frac{\mu(L_f C_f - L_r C_r)}{mV_x^2} & 0 & 0 \\ -\frac{\mu(L_f C_f - L_r C_r)}{I_z} & -\frac{\mu(L_f^2 C_f + L_r^2 C_r)}{I_z V_x} & 0 & 0 \\ -\frac{\mu(C_f+C_r)}{m} & -\frac{\mu(L_f C_f - L_r C_r)}{mV_x} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \quad B_1 = \begin{bmatrix} \frac{\mu C_f}{mV_x} \\ \frac{\mu L_f C_f}{I_z} \\ \frac{\mu C_f}{m} \\ 0 \end{bmatrix}. \quad (6.6)$$

Nous analyserons dans les sections suivantes, les propriétés de passivité de ce système (6.5)-(6.6) qui modélise la dynamique latérale (dérive, lacet, erreur latérale).

6.3.1 Passivité de l'entrée-sortie $\tilde{\delta} \rightarrow \ddot{e}$

6.3.1.1 Cas 1 : Adhérence de la route $\mu = 1$

Proposition 5. *L'entrée-sortie $\tilde{\delta} \rightarrow \ddot{e}$ est fortement strictement passive pour tout $\mu = 1$.*

Démonstration. La preuve de la forte stricte passivité de l'entrée-sortie $\tilde{\delta} \rightarrow \ddot{e}$ est établie en montrant que la fonction de transfert $H_0(s)$ est fortement strictement à partie réelle positive (SSPR-"Strongly Strictly Positive Real").

Considérons le système (6.5)-(6.6), on peut montrer que la fonction de transfert $H_0(s)$ entre l'entrée $\tilde{\delta}$ et la sortie \ddot{e} est donnée par :

$$H_0(s) = \frac{\ddot{e}(s)}{\tilde{\delta}(s)} = \frac{a_0 s^2 + b_0 s + c_0}{s^2 + d_0 s + f_0} \quad (6.7)$$

où,

$$\begin{cases} a_0 = \frac{C_f}{m} \\ b_0 = \frac{L_r C_f C_r (L_f + L_r)}{m I_z V_x} \\ c_0 = \frac{C_f C_r (L_f + L_r)}{m I_z} \\ d_0 = \frac{(C_f + C_r)}{m V_x} + \frac{(L_f^2 C_f + L_r^2 C_r)}{I_z V_x} \\ f_1 = \frac{C_f C_r (L_f + L_r)^2}{m I_z V_x^2} \\ f_2 = \frac{(L_r C_r - L_f C_f)}{I_z} \\ f_0 = \frac{C_f C_r (L_f + L_r)^2}{m I_z V_x^2} + \frac{(L_r C_r - L_f C_f)}{I_z} = f_1 + f_2 \end{cases} \quad (6.8)$$

La fonction de transfert $H_0(s)$ a un degré relatif nul. Par conséquent, selon le lemme de KYP (dans le domaine fréquentiel), la preuve de la forte stricte passivité de l'entrée-sortie $\tilde{\delta} \rightarrow \tilde{e}$ revient à vérifier que :

$$\Re[H_0(j\omega)] \geq \zeta > 0, \forall \omega \in (-\infty, +\infty), \quad (6.9)$$

Quelles que soient les incertitudes et les variations rencontrées, les paramètres du modèle ($C_f, C_r, L_f, L_r, m, I_z$) sont toujours positifs. Ainsi, les coefficients a, b, c, d, f de $H_0(s)$ sont toujours positifs. Notez que f_0 est toujours positif, bien qu'une partie de f_0 (sa seconde fraction f_2) peut être négative.

Selon le critère de Routh-Hurwitz, les zéros ainsi que les pôles de $H_0(s)$ sont strictement stables, donc $H_0(s)$ est à phase minimale et Hurwitz. Posons $s = j\omega$, la réponse en fréquence de $H_0(s)$ (6.7) est donnée par :

$$H_0(j\omega) = \frac{-a_0\omega^2 + b_0j\omega + c_0}{-\omega^2 + d_0j\omega + f_0} = \frac{R_{N0} + jI_{N0}}{R_D + jI_D} \quad (6.10)$$

où R_{N0}, I_{N0}, R_D et I_D sont les parties réelles et imaginaires du numérateur et du dénominateur, respectivement données par :

$$\begin{aligned} R_{N0} &= c_0 - a_0\omega^2, & I_{N0} &= b_0\omega \\ R_D &= f_0 - \omega^2, & I_D &= d_0\omega \end{aligned}$$

Ainsi, nous aurons

$$\Re[H_0(j\omega)] = \frac{R_{N0}R_D + I_{N0}I_D}{R_D^2 + I_D^2} \quad (6.11)$$

Sachant que $R_D^2 + I_D^2 > 0$, $\Re[H_0(j\omega)]$ est positif si et seulement si $R_{N0}R_D + I_{N0}I_D > 0$.

$$R_{N0}R_D + I_{N0}I_D = a_0\omega^4 + (b_0d_0 - a_0f_0 - c_0)\omega^2 + c_0f_0 \quad (6.12)$$

Compte tenu de l'ordre de grandeur des paramètres mentionnés ci-dessus et quelle que soit $V_x > 0$, on peut conclure que :

$$\begin{cases} a_0 > 0 \\ c_0 f_0 > 0 \\ b_0 d_0 - a_0 f_0 - c_0 \end{cases} \quad \text{n'est pas toujours positif.} \quad (6.13)$$

Etant donné que $(b_0 d_0 - a_0 f_0 - c_0)$ n'est pas toujours positif, posons $x = \omega^2$, ainsi

$$R_{N0}R_D + I_{N0}I_D = f(x) = a_0 x^2 + (b_0 d_0 - a_0 f_0 - c_0)x + c_0 f_0 \quad (6.14)$$

La dérivée de cette fonction est égale à zéro pour

$$x_0 = \frac{b_0 d_0 - a_0 f_0 - c_0}{-2a_0}$$

Ainsi, l'unique extremum de la fonction est

$$f(x_0) = \frac{(b_0 d_0 - a_0 f_0 - c_0)^2}{-4a_0} + c_0 f_0 > 0 \quad (6.15)$$

En outre, étant donné que $f(0) = c_0 f_0 > 0$ et $f(\infty) \rightarrow \infty$, on a

$$f(x) = R_{N0}R_D + I_{N0}I_D \geq \zeta_0 > 0 \quad (6.16)$$

De plus, étant donné que

$$\lim_{\omega \rightarrow \infty} \Re[H_0(j\omega)] = a_0 > 0 \quad (6.17)$$

et

$$\lim_{\omega \rightarrow 0} \Re[H_0(j\omega)] = \frac{c_0}{f_0} > 0 \quad (6.18)$$

on peut prouver que :

$$\Re[H_0(j\omega)] \geq \zeta > 0, \forall \omega \in (-\infty, +\infty) \quad (6.19)$$

par conséquent, la fonction de transfert $H_0(s)$ est fortement strictement à partie réelle positive (SSPR) pour tout $\mu = 1$, ce qui démontre la proposition. $\square\square\square$

6.3.1.2 Cas 2 : Adhérence de la route $\mu \neq 1$

Proposition 6. *L'entrée-sortie $\tilde{\delta} \rightarrow \ddot{e}$ est fortement strictement passive pour tout $\mu > \mu_0$.*

Démonstration. La preuve d'une forte stricte passivité de l'entrée-sortie $\tilde{\delta} \rightarrow \ddot{e}$ est

établie montrant que la fonction de transfert $H_0(s)$ est fortement strictement à partie réelle positive (SSPR).

Comme précédemment, on peut montrer que la fonction de transfert $H_0(s)$ entre l'entrée $\tilde{\delta}$ et la sortie \tilde{e} est donnée par :

$$H_0(s) = \frac{\tilde{e}(s)}{\tilde{\delta}(s)} = \frac{as^2 + bs + c}{s^2 + ds + f} \quad (6.20)$$

où,

$$\begin{cases} a = \frac{\mu C_f}{m} = \mu a_0 \\ b = \frac{\mu^2 L_r C_f C_r (L_f + L_r)}{m I_z V_x} = \mu^2 b_0 \\ c = \frac{\mu^2 C_f C_r (L_f + L_r)}{m I_z} = \mu^2 c_0 \\ d = \frac{\mu(C_f + C_r)}{m V_x} + \frac{\mu(L_f^2 C_f + L_r^2 C_r)}{I_z V_x} = \mu d_0 \\ f = \frac{\mu^2 C_f C_r (L_f + L_r)^2}{m I_z V_x^2} + \frac{\mu(L_r C_r - L_f C_f)}{I_z} = \mu^2 f_1 + \mu f_2 \end{cases} \quad (6.21)$$

La fonction de transfert $H_0(s)$ a un degré relatif nul. Par conséquent, selon le lemme de KYP (dans le domaine fréquentiel), la preuve de la forte stricte passivité (SSPR) de l'entrée-sortie $\tilde{\delta} \rightarrow \tilde{e}$ revient à vérifier que :

$$\Re[H_0(j\omega)] \geq \zeta > 0, \forall \omega \in (-\infty, +\infty), \quad (6.22)$$

Quelles que soient les incertitudes et les variations rencontrées, les paramètres du modèle (C_f , C_r , L_f , L_r , m , I_z et μ) sont toujours positifs. Ainsi, les coefficients a, b, c, d, f de $H_0(s)$ sont toujours positifs.

Selon le critère de Routh-Hurwitz, les zéros ainsi que les pôles de $H_0(s)$ sont strictement stables, donc $H_0(s)$ est à phase minimale et Hurwitz. Posant $s = j\omega$, la réponse fréquentielle de $H_0(s)$ est :

$$H_0(j\omega) = \frac{-a\omega^2 + bj\omega + c}{-\omega^2 + dj\omega + f} = \frac{R_{N0} + jI_{N0}}{R_D + jI_D} \quad (6.23)$$

où R_{N0} , I_{N0} , R_D et I_D sont les parties réelles et imaginaires du numérateur et du dénominateur, respectivement données par :

$$\begin{aligned} R_{N0} &= c - a\omega^2, & I_{N0} &= b\omega \\ R_D &= f - \omega^2, & I_D &= d\omega \end{aligned}$$

Ainsi, nous aurons

$$\Re[H_0(j\omega)] = \frac{R_{N0}R_D + I_{N0}I_D}{R_D^2 + I_D^2} \quad (6.24)$$

Sachant que $R_D^2 + I_D^2 > 0$, $\Re[H_0(j\omega)]$ est positif si et seulement si $R_{N0}R_D + I_{N0}I_D >$

0.

$$R_{N0}R_D + I_{N0}I_D = a\omega^4 + (bd - af - c)\omega^2 + cf \quad (6.25)$$

Compte tenu de l'ordre de grandeur des paramètres mentionnés ci-dessus et quelle que soit $V_x > 0$, on peut conclure que :

$$\begin{cases} a > 0 \\ cf > 0 \\ bd - af - c \end{cases} \quad \text{n'est pas toujours positif.} \quad (6.26)$$

Etant donné que $(bd - af - c)$ n'est pas toujours positif, posons $x = \omega^2$, ainsi

$$R_{N0}R_D + I_{N0}I_D = f(x) = ax^2 + (bd - af - c)x + cf \quad (6.27)$$

La dérivée de cette fonction est égale à zéro pour

$$x_0 = \frac{bd - af - c}{-2a}$$

Ainsi, l'unique extremum de la fonction est

$$f(x_0) = \frac{(bd - af - c)^2}{-4a} + cf \quad (6.28)$$

Sachant que,

$$\lim_{\omega \rightarrow \infty} \Re[H_0(j\omega)] = a > 0 \quad (6.29)$$

et

$$\lim_{\omega \rightarrow 0} \Re[H_0(j\omega)] = \frac{c}{f} > 0, \quad (6.30)$$

il suffit de montrer que $f(x_0) > 0$ pour prouver que la fonction de transfert H_0 est à partie réelle fortement strictement positive.

$f(x_0) > 0$ (6.28) équivaut à

$$4c_0a_0f_1\mu^3 + 4c_0a_0f_2\mu^2 + (b_0d_0 - a_0f_1)\mu - af_2 - c_0 > 0 \quad (6.31)$$

Cette inégalité montre clairement que la passivité du transfert entre l'erreur latérale et $\tilde{\delta}$ dépend du coefficient d'adhérence de la chaussée μ . Le tableau 6.1 présente une liste des valeurs de μ pour différents états de la chaussée [Kiencke and Nielsen, 2005].

Dans le paragraphe précédent, nous avons montré que pour $\mu = 1$, $f(x_0) > 0$. L'équation (6.31) montre clairement que lorsque $\mu \rightarrow 0$, $f(x_0) < 0$. De plus, $f(x_0(\mu))$

Table 6.1: Coefficient d'adhérence μ pour différents types de chaussée

Type de chaussée	Coefficient d'adhérence maximale μ
Sèche	0.9-1.2
Mouillée	0.5-0.89
Enneigée	0.2-0.49
Glacée	0.01-0.19

est une fonction croissante de μ . Il existe donc un μ_0 telle que $f(x_0(\mu_0)) = 0$.

Ainsi, nous avons montré que $\forall \mu > \mu_0$:

$$\Re[H_0(j\omega)] \geq \zeta > 0, \forall \omega \in (-\infty, +\infty) \quad (6.32)$$

□□□

Pour avoir un ordre de grandeur de μ_0 . Considérant les paramètres du véhicule expérimental du laboratoire (DYNA), pour une variation de la vitesse longitudinale de 1 à 40m/s, nous obtenons $\mu_0 = 0.012$.

Il est important de souligner que la valeur de μ_0 est relativement faible, correspondant à une chaussée très glacée. En d'autres termes, pour une conduite sur une chaussée sèche, mouillée ou enneigée, la fonction de transfert $H_0(s)$ est fortement strictement passive.

6.3.2 Passivité de l'entrée-sortie $\tilde{\delta} \rightarrow \dot{e}$

Proposition 7. *L'entrée-sortie $\tilde{\delta} \rightarrow \dot{e}$ est passive (P) pour tout $\mu > \mu_0$.*

Démonstration. La fonction de transfert $H_1(s)$ de la sortie \dot{e} par rapport à l'entrée $\tilde{\delta}$ est donnée par :

$$H_1(s) = \frac{1}{s} H_0(s) \quad (6.33)$$

Compte tenu de la stricte passivité de la sortie \ddot{e} par rapport à l'entrée $\tilde{\delta}$ pour tout $\mu > \mu_0$, la preuve de la passivité de la sortie \dot{e} est établie en utilisant la mise en cascade d'un intégrateur avec un système strictement passif.

Considérons le schéma de la figure 6.3, nous avons :

$$\int_0^T \dot{e}(t) \tilde{\delta}(t) dt = \int_0^T \ddot{e}(t) \tilde{\delta}(t) dt + \int_0^T \dot{e}(t) \ddot{e}(t) dt \quad (6.34)$$

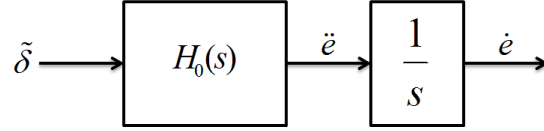


Figure 6.3 : Schéma de connexion en cascade

La stricte passivité de H_0 garantit que

$$\int_0^T \ddot{e}(t) \tilde{\delta}(t) dt > 0 \text{ pour tout } T. \quad (6.35)$$

En outre, il est facile de montrer que :

$$\int_0^T \dot{e}(t) \ddot{e}(t) dt \geq -\frac{1}{2} \dot{e}(0)^2 = v \quad (6.36)$$

Finalement, on obtient :

$$\int_0^T \dot{e}(t) \tilde{\delta}(t) dt \geq v \quad (6.37)$$

Donc, l'entrée-sortie $\tilde{\delta} \rightarrow \dot{e}$ est passive. En effet, la fonction de transfert $H_1(s)$ est la mise en cascade d'un intégrateur avec la fonction de transfert fortement strictement à partie réelle positive $H_0(s)$. Par conséquent, $H_1(s)$ est à partie réelle positive, ce qui donne le résultat souhaité. Pour plus de détails voir [Lozano et al., 2000]. $\square\square\square$

6.3.3 Stricte passivité de l'entrée-sortie $\tilde{\delta} \rightarrow \dot{\psi}$

Proposition 8. *L'entrée-sortie $\tilde{\delta} \rightarrow \dot{\psi}$ est Strictement Passive.*

Démonstration. La fonction de transfert $H_2(s)$ de l'erreur de vitesse de lacet $\dot{\psi}$ par rapport à l'entrée $\tilde{\delta}$ est donnée par :

$$H_2(s) = \frac{\dot{\psi}(s)}{\tilde{\delta}(s)} = \frac{gs + h}{s^2 + ds + f} \quad (6.38)$$

où,

$$\begin{cases} d \text{ et } f \text{ ont été définis précédemment (6.21),} \\ g = \frac{\mu L_f C_f}{I_z} \\ h = \frac{\mu(\tilde{C}_f + C_r)(L_f + L_r)}{m I_z V_x} \end{cases} \quad (6.39)$$

Les coefficients d , f , g et h sont positifs. Donc, selon le critère de Routh-Hurwitz, les zéros ainsi que les pôles de $H_2(s)$ sont strictement stables. La preuve de la stricte passivité de l'entrée-sortie $\tilde{\delta} \rightarrow \tilde{\psi}$ est établie en montrant que la fonction de transfert $H_2(s)$ est à partie réelle strictement positive (SPR).

Etant donné que la fonction de transfert $H_2(s)$ a un degré relatif égal à 1, la SPR est établie en vérifiant les conditions suivantes :

$$\begin{aligned} \text{(P1)} \quad & \Re[H_2(j\omega)] > 0, \forall \omega \in (-\infty, +\infty), \\ \text{(P2)} \quad & \lim_{\omega \rightarrow \infty} \omega^2 \Re[H_2(j\omega)] > 0. \end{aligned}$$

En effet, la réponse fréquentielle de $H_2(s)$, en posant $s = j\omega$, est

$$H_2(j\omega) = \frac{gj\omega + h}{-\omega^2 + dj\omega + f} = \frac{R_{N2} + jI_{N2}}{R_D + jI_D} \quad (6.40)$$

où R_{N2} , I_{N2} , R_D et I_D sont les parties réelles et imaginaires du numérateur et du dénominateur, respectivement données par :

$$\begin{aligned} R_{N2} &= h, & I_{N2} &= g\omega \\ R_D &= f - \omega^2, & I_D &= d\omega \end{aligned}$$

Ainsi, nous aurons,

$$\Re[H_2(j\omega)] = \frac{R_{N2}R_D + I_{N2}I_D}{R_D^2 + I_D^2} \quad (6.41)$$

Comme précédemment, $R_D^2 + I_D^2 > 0$, ainsi $\Re[H_2(j\omega)]$ est positif si et seulement si $R_{N2}R_D + I_{N2}I_D > 0$.

$$R_{N2}R_D + I_{N2}I_D = (gd - h)\omega^2 + fh \quad (6.42)$$

Compte tenu de l'ordre de grandeur des paramètres mentionnés ci-dessus et quelle que soit $V_x > 0$, on a :

$$\left. \begin{aligned} gd - h &> 0 \\ fh &> 0 \end{aligned} \right\} \Rightarrow \Re[H_2(j\omega)] > 0, \forall \omega \in (-\infty, +\infty), \quad (6.43)$$

(P1) est vérifiée.

En outre,

$$\lim_{\omega \rightarrow \infty} \omega^2 \Re[H_2(j\omega)] = gd - h > 0, \quad (6.44)$$

(P2) est aussi vérifiée. Par conséquent, la fonction de transfert $H_2(s)$ est à partie réelle strictement positive (SPR). Etant donné que $\lim_{\omega \rightarrow \infty} \Re[H_2(j\omega)] = 0$. La fonction de transfert $H_2(s)$ n'est pas à partie réelle **fortement** strictement positive (SSPR). $\square\square\square$

6.3.4 Caractéristiques de passivité de l'erreur d'angle de dérive $\tilde{\beta}$

Proposition 9. *L'entrée-sortie $\tilde{\delta} \rightarrow \tilde{\beta}$ n'est pas passive.*

Démonstration. La fonction de transfert $H_3(s)$ de la sortie $\tilde{\beta}$, par rapport à l'entrée $\tilde{\delta}$ est donnée par :

$$H_3(s) = \frac{\tilde{\beta}(s)}{\tilde{\delta}(s)} = \frac{ks + l}{s^2 + ds + f} \quad (6.45)$$

où,

$$\begin{cases} d \text{ et } f \text{ ont été défini précédemment (6.21),} \\ k = \frac{\mu C_f}{m V_x} \\ l = \frac{\mu^2 L_r C_f C_r (L_f + L_r)}{m I_z V_x^2} - \frac{\mu L_f C_f}{I_z} \end{cases}$$

La fonction de transfert $H_3(s)$ a un degré relatif égal à 1. Les coefficients d , f et k sont toujours positifs, mais l peut être positif ou négatif en fonction de la valeur de V_x et d'autres paramètres. Lorsque $l < 0$, $H_3(s)$ a un zéro instable, donc n'est pas une fonction de transfert à partie réelle positive. $\square\square\square$

Le zéro de la fonction de transfert $H_3(s)$ est stable si et seulement si l est positif, i.e.

$$-\frac{L_f C_f}{I_z} + \frac{\mu L_r C_f C_r (L_f + L_r)}{m I_z V_x^2} > 0,$$

donc pour toute vitesse V_x :

$$V_x < \sqrt{\frac{\mu L_r C_r (L_f + L_r)}{L_f m}}. \quad (6.46)$$

L'entrée-sortie $\tilde{\delta} \rightarrow \tilde{\beta}$ est passive quand la vitesse est limitée (6.46), cette caractéristique est perdue à grande vitesse. En utilisant les paramètres du véhicule

DYNA, donnés dans le tableau 7.1, la vitesse limite de l'équation (6.46) correspond à $V_x < 16.5m/s \simeq 60km/h$ pour une route ayant une adhérence $\mu = 1$.

Proposition 10. *L'entrée-sortie $\dot{\tilde{\psi}} \rightarrow \ddot{e}$ est Strictement Passive et l'entrée-sortie $\dot{\tilde{\psi}} \rightarrow \dot{e}$ est Passive.*

Démonstration. La preuve est établie de la même manière que dans les paragraphes précédents et est présentée en Annexe 2. $\square\square\square$

En résumé, la figure 6.4 présente les propriétés de passivité de la dynamique latérale :

- l'erreur de la vitesse de lacet $\dot{\tilde{\psi}}$ est une sortie strictement passive (SP) pour une entrée de braquage $\tilde{\delta}$;
 - la dérivée de l'erreur latérale \dot{e} est une sortie passive (P) pour une entrée de braquage $\tilde{\delta}$ pour tout $\mu > \mu_0$;
 - la dérivée de l'erreur latérale \dot{e} est une sortie passive (P) pour une entrée l'erreur de lacet $\dot{\tilde{\psi}}$ pour tout $\mu > \mu_0$;
 - l'erreur d'angle de dérive $\tilde{\beta}$ n'est pas une sortie passive (à grande vitesse) pour une entrée de braquage $\tilde{\delta}$.
- pour tout $\mu > \mu_0$.

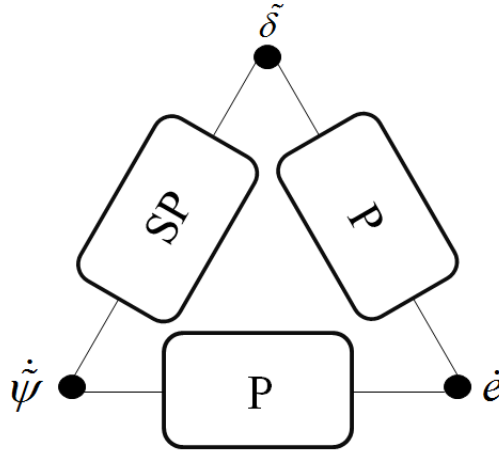


Figure 6.4 : Propriétés de passivité du système

6.4 Conception de contrôleurs basés sur la passivité

L'objectif principal de la commande par passivité est de rendre un système passif en choisissant la sortie appropriée ou par l'action du contrôleur. Dans la section précédente, nous avons montré les propriétés de passivité des différents modèles liés aux diverses entrées et sorties. Dans cette section, nous utiliserons ces propriétés pour la conception des contrôleurs. Nous présenterons un simple PD et un contrôleur imbriqué (PD+PI).

6.4.1 Contrôleur PD

Soit le schéma de la figure 6.1 où S_1 est le système et S_2 le contrôleur. L'analyse de la stabilité peut être abordée selon deux points de vue.

Nous pouvons chercher une fonction d'énergie en fonction du système en boucle fermé. Ceci peut être typiquement obtenu par une fonction de Lyapunov.

Ou encore, on peut essayer d'interpréter cette dynamique comme une interconnexion négative de deux blocs. Plus précisément, pour des systèmes ayant des caractéristiques structurelles de passivité, on peut essayer d'interpréter cette dynamique comme une interconnexion négative de deux systèmes passifs, puis utiliser le corollaire 1 [Hill and Moylan, 1976] pour conclure sur la stabilité et passivité du système bouclé.

Comme notre système a des caractéristiques de passivité, nous utiliserons le second raisonnement qui est plus intuitif.

L'objectif du contrôle latéral d'un véhicule autonome est de minimiser l'écart latéral entre la position du véhicule par rapport à une trajectoire de référence. Considérons le système (6.5) ayant pour entrée l'angle de braquage $\tilde{\delta}$ et pour sortie l'erreur latérale e .

Le contrôleur PD appliqué à ce système engendre l'entrée de commande suivante :

$$\tilde{\delta} = -K_D \dot{e} - K_P e \quad (6.47)$$

où K_D et K_P sont des gains positifs.

Il est important de noter qu'un contrôleur PD avec la sortie e est équivalent à un contrôleur PI avec la sortie passive \dot{e} . Donc nous pouvons interpréter le système en boucle fermée comme l'interconnexion de deux sous-systèmes avec, respectivement les entrées u_1 et u_2 et les sorties y_1 et y_2 , telles que :

$$\begin{cases} y_1 = u_2 = \dot{e} \\ u_1 = -y_2 = \tilde{\delta} \end{cases} \quad (6.48)$$

Nous avons $S_1 = H_1$ est passif (voir le paragraphe 6.3.2).

$$S_2(s) = \frac{K_P + K_D s}{s}$$

S_2 est strictement passif car :

$$\Re[S_2(j\omega)] \geq \varepsilon > 0, \forall \omega \in (-\infty, +\infty)$$

Donc le système bouclé est stable et passif.

Le système bouclé est stable pour tous K_D et K_P positifs. Cela a déjà été montré dans [Rajamani, 2006]. Notons que les gains sont choisis en tenant compte de

considérations d'ordre pratique et des performances souhaitées.

Finalement, l'entrée de commande appliquée au système (6.4) est :

$$\delta_{PD} = \tilde{\delta} + \delta^* = -K_P e - K_D \dot{e} + (L_f + L_r)\rho + \frac{mV_x^2(L_r C_r - L_f C_f)}{\mu C_f C_r (L_f + L_r)} \rho \quad (6.49)$$

Avec un contrôleur PD classique, on obtient une stabilité robuste, cependant, les performances dépendent des paramètres et du niveau des perturbations. Pour avoir de bonnes performances sur une grande plage de fonctionnement, un tel contrôleur doit être à gains adaptatifs. De plus, l'utilisation exclusive de l'erreur latérale n'est pas suffisante pour assurer un suivi robuste de trajectoire [Li and Wang, 2007], [Chaib et al., 2004].

En revanche, avec un PI classique, on gagne en robustesse par rapport aux perturbations mais le système devient facilement instable. Dans le prochain paragraphe, nous développerons un contrôleur imbriqué permettant d'obtenir un bon compromis (stabilité robuste, robustesse par rapport aux incertitudes paramétriques) en nous basant sur les propriétés de passivité du système. En effet, le système bouclé préservera ses propriétés de passivité permettant d'assurer une navigation à grande vitesse tout en ayant de bonnes performances.

6.4.2 Contrôleur imbriqué

La propriété principale utilisée dans la commande par passivité, pour des systèmes ayant des propriétés de passivité, résulte de l'interconnexion de systèmes passifs. En effet, la passivité est invariante par rapport à une interconnexion de rétroaction négative. Par conséquent, les systèmes passifs peuvent être décomposés en sous-systèmes passifs et le contrôleur peut être conçu comme un système passif. Il est important de préciser que les interconnexions passives non seulement préservent les propriétés de passivité des sous-systèmes, mais aussi, dans certains cas, les renforcent.

Considérons le schéma de la figure 6.5, sachant que la dynamique de la vitesse de lacet est plus rapide que celle de l'erreur latérale, on peut décomposer le contrôleur latéral en deux contrôleurs imbriqués passifs. Ceci a un intérêt majeur car e et $\dot{\psi}$ sont contrôlées simultanément dans deux boucles distinctes. Nous pouvons donc concevoir deux contrôleurs distincts propres à chaque dynamique, basés sur les propriétés de passivité du sous-système considéré. Dans ce paragraphe, nous développons une stratégie de contrôle latéral en utilisant deux contrôleurs passifs permettant d'annuler, dans deux boucles distinctes, l'erreur latérale et l'erreur de la vitesse de lacet. Le contrôleur externe minimise l'erreur latérale. Le contrôleur interne minimise l'erreur de la vitesse de lacet en fournissant l'angle de braquage correspondant. La particularité d'une telle stratégie est double : elle permet de concevoir un contrôleur robuste tout en conservant les propriétés de passivité du système en boucle fermée, permettant d'assurer de bonnes performances.

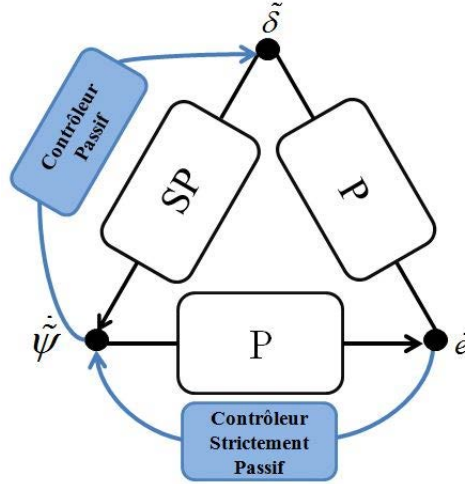


Figure 6.5 : Stratégie de commande du contrôleur imbriqué PBC

Proposition 11. *Considérons le diagramme de la figure 6.5, où la commande du système est réalisée par deux contrôleurs PD et PI respectivement. Ce système en boucle fermée est stable et passif.*

Démonstration. Le corollaire 4.1 dans ([Lozano et al., 2000]) permet de la montrer.

Synthèse du contrôleur externe :

Ce contrôleur est conçu pour annuler l'erreur latérale e . L'entrée de commande est l'erreur de la vitesse de lacet.

Le sous-système $\Sigma_1 : \dot{\psi} \mapsto e$ est passif, ainsi, tout contrôleur strictement passif garantit la stabilité et la passivité du système en boucle fermée. Nous choisissons un simple contrôleur PI sur e c'est-à-dire un contrôleur PD sur e . Nous rappelons qu'un PI appliqué à la sortie passive e est équivalent à un PD appliqué à la sortie e . Ainsi, l'entrée de commande donnée par le contrôleur externe est donnée par :

$$\dot{\psi} = -K_{D1}e - K_{P1}e \quad (6.50)$$

où K_{D1} et K_{P1} sont des gains positifs.

Synthèse du contrôleur interne :

Ce contrôleur est conçu pour annuler l'erreur de la vitesse de lacet par rapport à la référence donnée par le contrôleur externe. L'entrée de commande est l'angle de braquage $\tilde{\delta}$.

Le sous-système $\Sigma_2 : \tilde{\delta} \mapsto \dot{\psi}$ est strictement passif, ainsi, tout contrôleur passif garantira la stabilité et la passivité du système en boucle fermée. Nous choisissons un simple contrôleur PI. L'entrée de commande du contrôleur interne est donnée par :

$$\tilde{\delta} = -K_{I2} \int \dot{\psi}.dt - K_{P2}\dot{\psi} \quad (6.51)$$

où K_{I2} et K_{P2} sont des gains positifs.

Compte tenu de la stricte passivité de la sortie $\dot{\psi}$ pour une entrée $\tilde{\delta}$, le système en boucle fermée avec un contrôleur PI est stable et passif. Notons que tout contrôleur passif, par exemple un simple contrôleur proportionnel, permettrait d'obtenir le même résultat. L'ajout de l'action intégrale, bien connue pour rejeter les perturbations constantes, a aussi pour avantage que le contrôleur peut être implémenté sans la connaissance de δ^* , qui dépend des paramètres incertains du modèle. $\square\square\square$

6.5 Conclusion

Dans ce chapitre, après une étude détaillée des propriétés de passivité du modèle, deux contrôleurs basés sur ces propriétés sont proposés pour assurer le suivi robuste de trajectoire d'un véhicule autonome. La conception de ces deux contrôleurs a été présentée. Elle garantit une stabilité robuste (ne dépendant pas de la valeur des paramètres du système) ainsi que la passivité du système bouclé.

Les résultats obtenus montrent qu'une plus grande prise en compte des caractéristiques structurelles du modèle, lors de la conception du contrôleur, ainsi que les propriétés de passivité du système bouclé, permettent d'améliorer considérablement la robustesse du contrôleur pour les applications de conduite autonome ou pour des ADAS. Pour illustrer cette amélioration, une comparaison avec les contrôleurs développés précédemment sera présentée dans le chapitre suivant.

L'étude de la passivité a été faite en considérant la vitesse du véhicule comme un paramètre variant. C'est une hypothèse non restrictive car la dynamique latérale est relativement plus rapide que la dynamique longitudinale. Comme perspective, nous ferons une étude de la robustesse du contrôleur imbriqué par une analyse de la sensibilité comme dans [Marino et al., 2011]. Nous allons également évaluer la robustesse par rapport aux bruits de mesures comme dans [Althoff and Dolan, 2011].

Chapitre 7

Validation et comparaison des lois de commande développées

Sommaire

7.1	Introduction	77
7.2	Rappel des principales lois de commande développées .	78
7.3	Validation à l'aide du simulateur de conduite SCANeR TM Studio	80
7.4	Validation en simulation utilisant des données réelles . .	91
7.5	Conclusion	100

7.1 Introduction

Dans les chapitres 4, 5 et 6, nous avons développé plusieurs contrôleurs ; commande par mode glissant, commande par le principe d'immersion & invariance et commande par passivité. Pour tester ces différentes lois de commande, la validation a été effectuée à l'aide du simulateur de conduite SCANeRTM Studio [Scaner_url, 2014] et à l'aide des données réelles. Ces deux environnements de test sont complémentaires et permettent d'enrichir la validation. Par exemple, il est plus aisé de simuler (utiliser le simulateur) une variation simultanée et importante de la vitesse et de la courbure qu'à vouloir la reproduire à l'aide de données réelles.

Après un rappel des principales lois de commande développées, nous présenterons les résultats obtenus durant la validation à l'aide du simulateur de conduite SCANeRTM Studio [Scaner_url, 2014] (paragraphe 3) et la validation à l'aide des données réelles (paragraphe 4). Nous finirons ce chapitre par les conclusions et perspectives.

7.2 Rappel des principales lois de commande développées

7.2.1 Contrôleur par mode glissant (chapitre 4, paragraphe 4.3)

La loi de commande du contrôleur par mode glissant développé au chapitre 4 est donnée par (4.22, 4.23, 4.24) :

$$\delta_{SMC} = \delta_{ST} + \delta_{eq} \quad (7.1)$$

avec

$$\delta_{ST} = \delta_1 + \delta_2 \begin{cases} \delta_1 = -\alpha_1 |s|^{1/2} \text{sign}(s) \\ \dot{\delta}_2 = -\alpha_2 \text{sign}(s) \\ s = \dot{e} + \lambda e \end{cases} \quad (7.2)$$

et

$$\delta_{eq} = \frac{C_f + C_r}{C_f} \beta + \frac{L_f C_f - L_r C_r}{C_f V_x} \dot{\psi} + \frac{m V_x^2}{C_f} \rho - \frac{m \lambda}{C_f} \dot{e} \quad (7.3)$$

Pour valider cette loi de commande, nous avons utilisé les gains $\lambda = 8, \alpha_1 = 0.008, \alpha_2 = 0.008$. Ces valeurs ont été choisies en se basant sur les conditions de stabilité du super-twisting en premier lieu, et en nous inspirant des contrôleurs similaires précédemment développés dans la littérature [Hingwe and Tomizuka, 1997] ainsi que les différents tests effectués.

7.2.2 Contrôleurs par Immersion et Invariance (chapitre 5, paragraphe 5.3.2)

Plusieurs versions du contrôleur *I&I* ont été développées durant ces travaux de recherche.

La première version *I&I*_{V00}, développée avec un modèle latéral couramment utilisé dans la littérature et ayant comme vecteur d'état $x = (\tilde{\psi}, \dot{\tilde{\psi}}, \dot{e}, e)^\top$, est présentée en Annexe 1. Durant la validation de ce contrôleur à l'aide des données réelles, nous avons constaté la présence d'un « offset » sur l'erreur latérale après une sollicitation importante du véhicule (figure 7.17c). Cet « offset » est dû à l'utilisation de l'erreur de lacet dans la loi de commande, qui est une variable bruitée difficile à estimer. Pour résoudre ce problème, nous avons proposé une reformulation du modèle où nous avons remplacé l'erreur de lacet par l'erreur d'angle de dérive. Cette reformulation nous a permis de résoudre le problème d'« offset ». Elle nous a également permis de montrer que le système bouclé est stable pour tous les gains K et λ du contrôleur,

choisis positifs. La loi de commande de cette première version est donnée par (5.29) :

$$\delta_{I\&I_{V0}} = -\frac{m(K+\lambda)}{\mu C_f} \dot{e} - \frac{mK\lambda}{\mu C_f} e + \frac{C_f+C_r}{C_f} \beta + \frac{L_f C_f - L_r C_r}{C_f V_x} \dot{\psi} + \frac{mV_x^2}{\mu C_f} \rho \quad (7.4)$$

Dans cette version, la variable z a été choisie identique à la variable de glissement s du contrôleur par mode glissant. La loi de commande résultante est équivalente à un retour d'état dynamique et un contrôleur PD sur la sortie e (erreur latérale). Pour améliorer sa robustesse par rapport aux perturbations et aux incertitudes, une seconde version du contrôleur a été développée. La loi de commande de la seconde version du contrôleur $I\&I$ est donnée par (5.36) :

$$\delta_{I\&I} = -\frac{m(K+\lambda_1)}{\mu C_f} \dot{e} - \frac{m(K\lambda_1+\lambda_2)}{\mu C_f} e - \frac{mK\lambda_2}{\mu C_f} \int_0^T e \cdot dt + \frac{C_f+C_r}{C_f} \beta + \frac{L_f C_f - L_r C_r}{C_f V_x} \dot{\psi} + \frac{mV_x^2}{\mu C_f} \rho \quad (7.5)$$

Cette nouvelle loi de commande peut être interprétée comme un retour d'état dynamique plus un contrôleur PID (avec des gains adaptatifs en fonction des paramètres du système), pour garantir la robustesse et annuler l'effet des incertitudes paramétriques et des perturbations. Pour la validation, nous avons utilisé les gains $\lambda_1 = \lambda = 8$ comme pour le contrôleur SMC, $\lambda_2 = 2$ et $K = 2$.

7.2.3 Contrôleur imbriqué passif (chapitre 6, paragraphe 6.4)

Le contrôleur imbriqué passif développé au chapitre 6 est composé de deux contrôleurs ; un PD et un PI. Pour le contrôleur PD, nous avons utilisé les gains : $K_{P1} = 10$, $K_{D1} = 1$. Pour le PI, nous avons utilisé $K_{P2} = 0.05$ and $K_{I2} = 0.02$.

Pour appliquer nos lois de commande, la vitesse de lacet et l'erreur latérale sont mesurées. L'angle de dérive ainsi que la dérivée de l'erreur latérale sont estimés. Concernant l'estimation de l'angle de dérive, nous avons utilisé un estimateur de Kalman basé sur le modèle bicyclette dynamique. Pour plus de détails voir [Doumiati et al., 2012], [Phanomchoeng et al., 2011], [Wang, 2013]. L'estimation de la dérivée de l'erreur latérale a été réalisée en dérivant puis filtrant l'erreur latérale e , concernant la validation sous SCANer Studio. Pour la validation utilisant des données réelles, la dérivée de l'erreur latérale \dot{e} a été obtenue par intégration de l'accélération latérale moins l'accélération latérale de référence ($\ddot{e} = a_y - a_{y_{ref}}$).

Il est important de souligner, qu'outre les conditions de stabilité, les gains de l'ensemble des contrôleurs ont aussi été réglés de manière à avoir des erreurs latérales comparables pour un test en conduite normale avec paramètres nominaux connus. Ceci a pour but d'avoir un réglage équivalent de l'ensemble, permettant de mieux évaluer les performances de chaque contrôleur par la suite.

7.3 Validation à l'aide du simulateur de conduite SCANeRTM Studio

7.3.1 Description de l'environnement de simulation

SCANeR Studio est un environnement de simulation développé par la société OKTAL. C'est un logiciel complet répondant aux défis de la simulation de conduite automobile. Loin d'être un outil fermé, c'est une plate-forme de simulation évolutive, extensible et ouverte, répondant aux besoins des chercheurs et des ingénieurs. Cet outil comporte des modules permettant de modéliser et simuler la dynamique du véhicule, le trafic, le comportement des piétons, etc. Il offre des solutions "Human and Hardware in the Loop" (HHIL) ; c'est-à-dire l'homme ou une partie du matériel dans la boucle de simulation, permettant ainsi de se rapprocher au mieux d'une validation expérimentale. La figure 7.1 présente quelques exemples d'applications d'utilisation de ce logiciel ; l'analyse du comportement du conducteur et la conduite autonome.

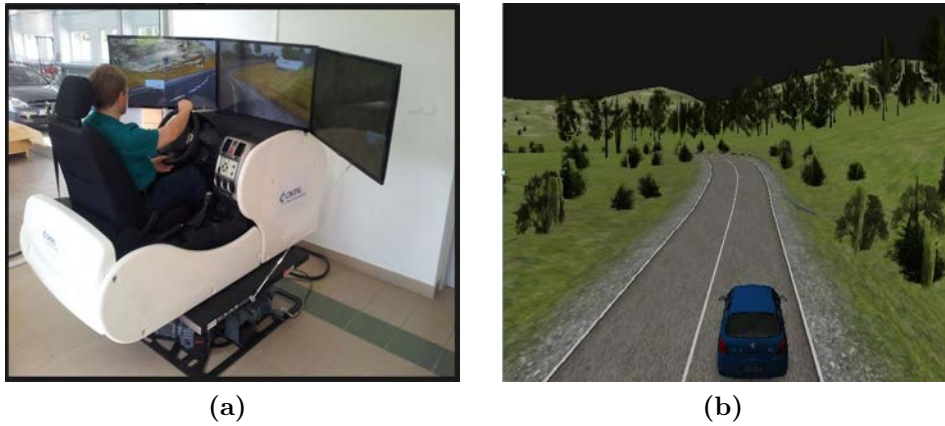


Figure 7.1 : Exemples d'applications de simulation sur SCANeR Studio : a) Human-in-the-loop, b) Conduite autonome complètement intégrée dans le simulateur

Le développement d'une application sous SCANeR Studio se fait en réalisant un ou plusieurs processus utilisateurs en C++, ou en effectuant une co-simulation (avec Simulink/ Matlab). Pour tester nos différentes lois de commande, nous avons implanté des processus (fichiers exécutables de chaque contrôleur) dans cet environnement.

La figure 7.2 présente le circuit de test choisi. Ce circuit permet de tester les contrôleurs à grande vitesse. La figure 7.3 présente le profil de la vitesse du véhicule, la courbure et la pente de la route. La vitesse longitudinale est asservie par une boucle de contrôle. La courbure de la route varie entre -0.02 et $0.02m^{-1}$.



Figure 7.2 : Circuit de test SCANeR Studio

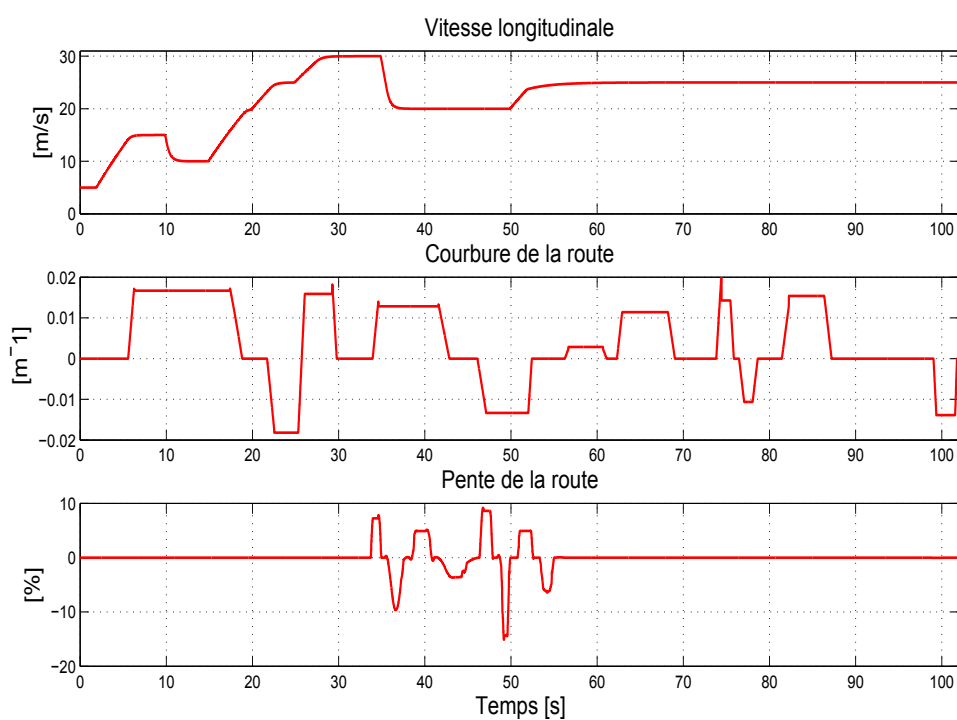


Figure 7.3 : Profils (vitesse, courbure et pente de la route)

7.3.2 Contrôle latéral par mode glissant d'ordre supérieur

7.3.2.1 Test du contrôleur durant une conduite normale

Le test de la figure 7.4 a été réalisé dans le but de vérifier la robustesse du contrôleur par mode glissant pendant une conduite normale avec paramètres connus.

La figure 7.3 montre les variations de la vitesse longitudinale du véhicule, la courbure et la pente de la route. La figure 7.4a présente la trajectoire de référence, la trajectoire suivie par le véhicule contrôlé, l'erreur latérale et l'erreur de la vitesse de lacet. Le véhicule contrôlé est capable de suivre la trajectoire de référence avec de faibles erreurs. L'erreur latérale ne dépasse pas 10cm dans les conditions de test. Le contrôleur non linéaire est robuste aux variations de la vitesse. L'erreur latérale reste constante pour un V_x variant ; également, ce contrôleur est robuste par rapport aux variations de la courbure, il est donc approprié pour assurer un suivi de trajectoire à basse et à grande vitesse.

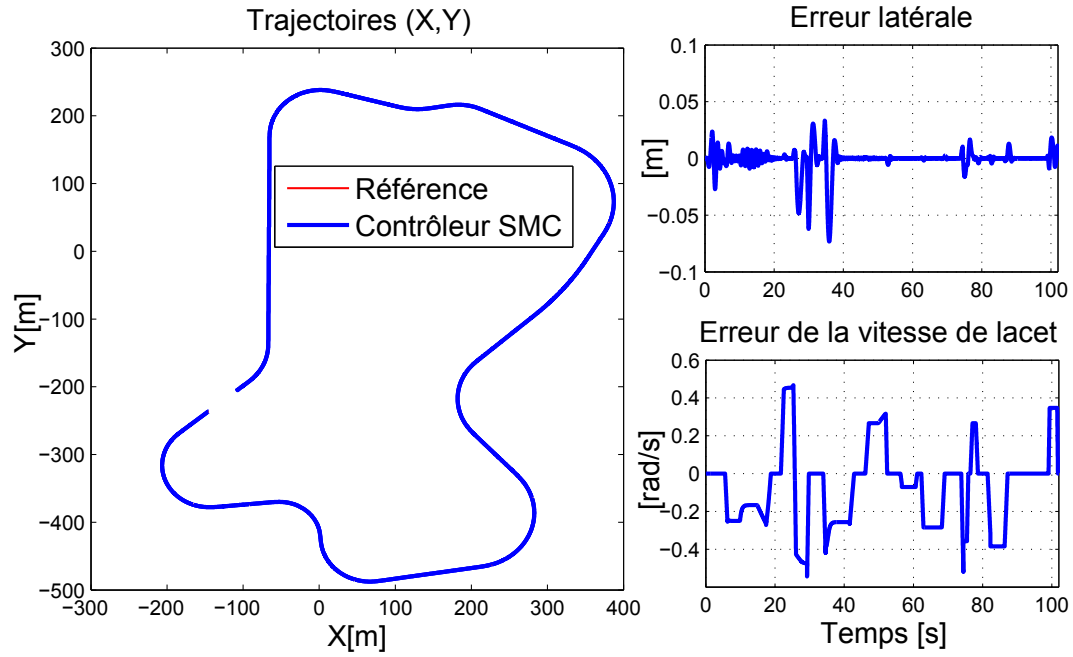
La figure 7.4b présente les variables dynamiques ; l'angle de braquage, la vitesse de lacet et l'accélération latérale du véhicule. Nous observons des oscillations. Ces oscillations sont plus marquées et ont une amplitude plus importante à basse vitesse (voir la figure 7.4b, l'angle de braquage pour $t < 20s$).

Cette simulation montre les bonnes performances du contrôleur SMC durant une conduite normale à vitesse élevée et variable. Nous notons une erreur latérale maximale entre 20s et 40s. En effet, dans l'intervalle de temps entre 20s et 30s, on a une variation brusque de la courbure à grande vitesse. Le contrôleur n'est pas assez robuste aux variations brusques de la courbure. Cela s'explique par le principe de la commande par mode glissant qui est sensible aux perturbations durant la phase de convergence. Ce contrôleur permet d'assurer une erreur nulle en régime permanent (phase de glissement).

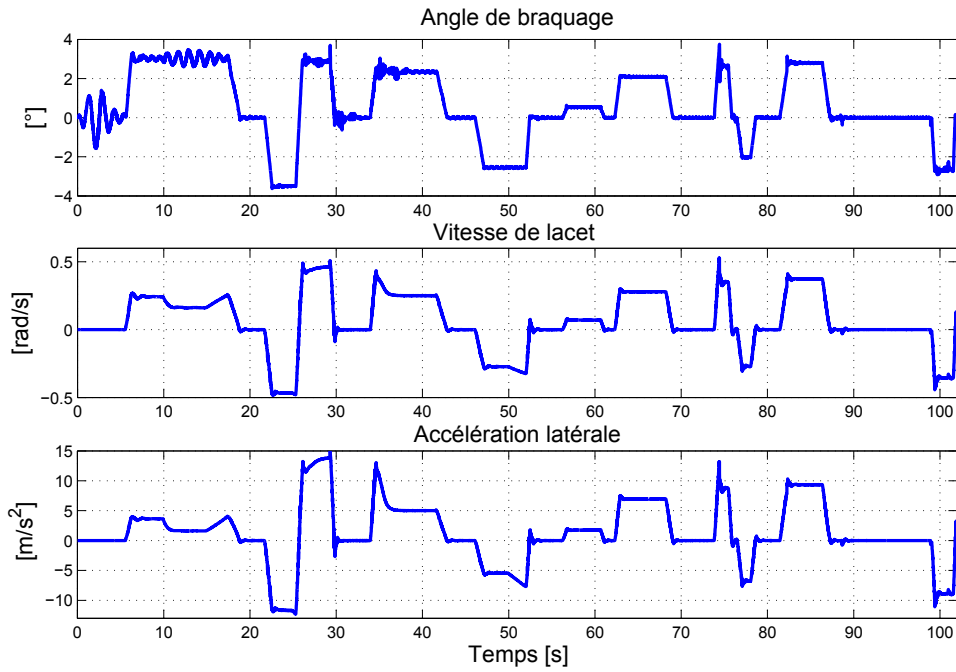
7.3.2.2 Robustesse par rapport aux incertitudes paramétriques du véhicule

Plusieurs paramètres du véhicule peuvent être incertains, à l'instar du coefficient de rigidité du pneu et la masse du véhicule. Pour évaluer la robustesse du contrôleur par rapport aux incertitudes paramétriques, nous modifierons la valeur nominale du paramètre dans la loi de commande. Ensuite, nous testons le contrôleur avec cette valeur erronée du paramètre.

Il est difficile d'estimer avec précision la rigidité de dérive du pneu. De plus, ce paramètre varie considérablement selon le type de route, la charge verticale, le carrossage, etc. Il est donc important d'évaluer la robustesse du contrôleur par rapport aux incertitudes de ce paramètre. La figure 7.5a présente l'erreur latérale due à une incertitude sur la rigidité de dérive.



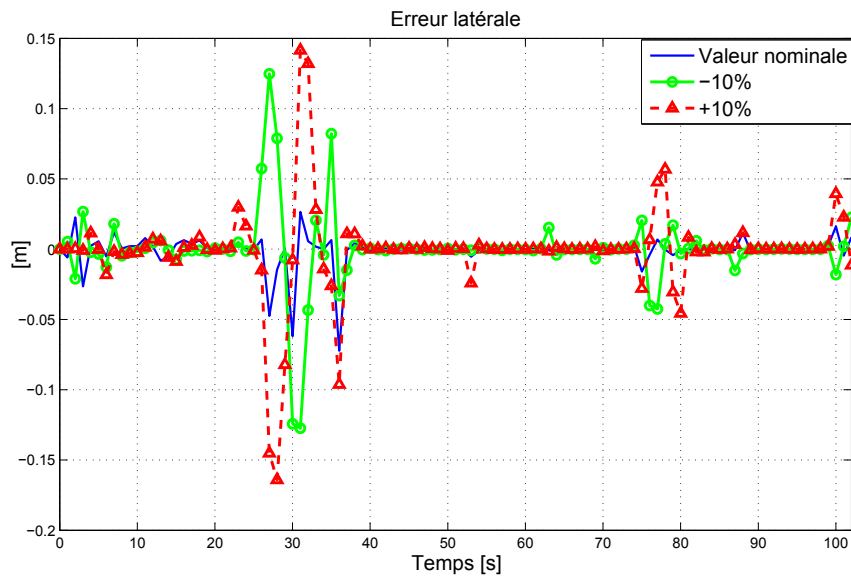
(a)



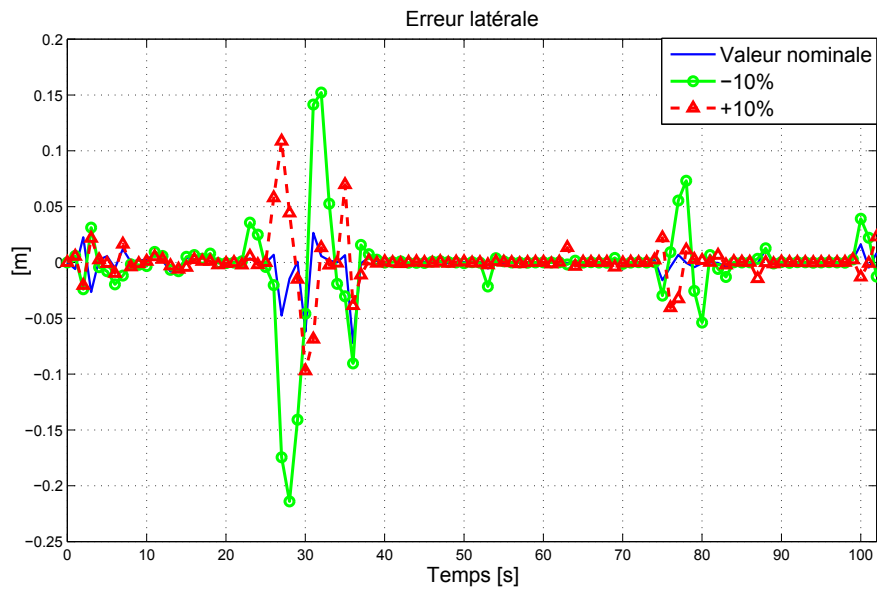
(b)

Figure 7.4 : Contrôleur SMC en simulation sur SCANeR : (a) Trajectoires et erreurs, (b) Variables dynamiques

Malgré une incertitude de $\pm 10\%$, le contrôleur est en mesure de suivre la trajectoire de référence avec une erreur inférieure à 20cm, valeur nécessaire pour assurer



(a)



(b)

Figure 7.5 : Contrôleur SMC, Robustesse par rapport aux incertitudes paramétriques, simulation sur SCANeR : (a) Incertitudes sur la rigidité de dérive du pneu, (b) Incertitudes sur la masse du véhicule

une conduite autonome en toute sécurité.

La masse du véhicule peut varier ou être mal estimée. Elle dépend du nombre de personnes dans le véhicule, la quantité du carburant, etc. La figure 7.5b montre

la robustesse de la loi de commande par rapport aux incertitudes sur la masse du véhicule. Pour des variations de l'ordre de 10%, l'erreur reste acceptable.

Il est important de souligner que l'erreur maximale augmente significativement en présence d'incertitudes paramétriques. Ceci s'explique par le fait que durant la phase de convergence, le contrôleur par mode glissant est sensible aux perturbations et aux incertitudes paramétriques. En revanche, en régime établi (phase de glissement) l'erreur est presque nulle et le contrôleur est robuste par rapport aux incertitudes paramétriques.

Ces résultats montrent que le contrôleur par mode glissant permet d'assurer un suivi robuste de la trajectoire. Ce contrôleur non linéaire est robuste aux variations de la vitesse du véhicule et aux incertitudes paramétriques durant le régime permanent. Son inconvénient majeur est le broutement qui rend le réglage de ce contrôleur difficile et délicat. En effet, en voulant améliorer les performances en augmentant les gains du contrôleur, on augmente en même temps le phénomène de broutement entraînant une détérioration mécanique plus rapide de l'actionneur du braquage et une conduite peu confortable.

Dans ce paragraphe, la stratégie de contrôle latéral par la commande par mode glissant d'ordre supérieur développée au chapitre 4 a été validée à l'aide du simulateur SCANeR Studio. Les différents tests effectués mettent en évidence la robustesse de la loi de commande développée ; en effet, l'erreur maximale de suivi était généralement inférieure à $\pm 10\text{cm}$ durant les périodes transitoires, dans les conditions de test. Notons que la robustesse du système contrôlé a été testée par rapport aux variations de vitesse et de courbure, et à des paramètres incertains du véhicule. Le contrôleur SMC est robuste aux variations de la vitesse du véhicule et aux incertitudes paramétriques durant le régime permanent. Son inconvénient est le broutement et sa sensibilité durant la phase de convergence.

Afin d'améliorer les résultats obtenus, et compte tenu de la ressemblance implicite entre le contrôleur par mode glissant et le principe d'Immersion & d'Invariance (*I&I*), une comparaison des résultats obtenus par ces deux contrôleurs est faite dans le prochain paragraphe.

7.3.3 Contrôle latéral par le principe d'immersion et d'invariance

7.3.3.1 Test du contrôleur durant une conduite normale

Le scénario est le même que précédemment ; vitesse longitudinale, courbure et pente de la route (voir la figure 7.3). La figure 7.6 présente le suivi de trajectoire obtenu par les contrôleurs $I\&I_{V_0}$ et $I\&I$ (première et seconde versions du contrôleur développé). Ces contrôleurs assurent un suivi de trajectoire durant une conduite avec les paramètres connus. L'erreur latérale converge asymptotiquement vers zéro avec un temps de convergence plus grand que celui du contrôleur par mode glissant.

La figure 7.7 présente les angles de braquage des contrôleurs $I\&I$ (seconde version) et SMC. Le contrôleur $I\&I$ fournit un braquage plus lisse, éliminant le broutement.

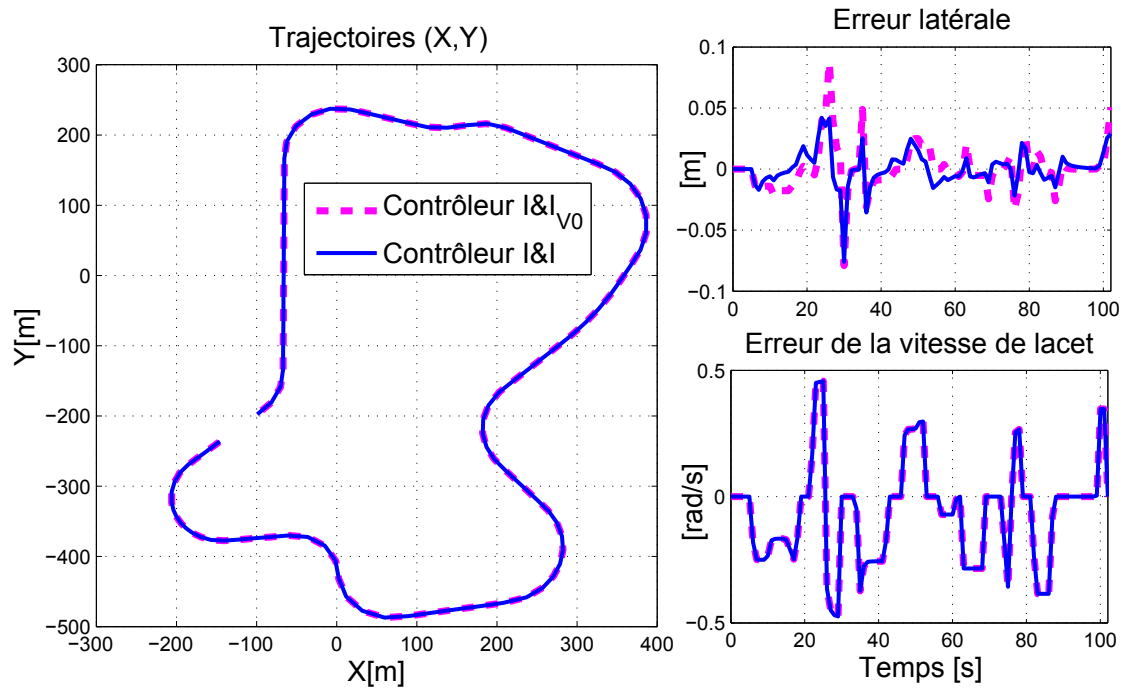


Figure 7.6 : Contrôleurs $I\&I$ en simulation sur SCANeR, trajectoires et erreurs

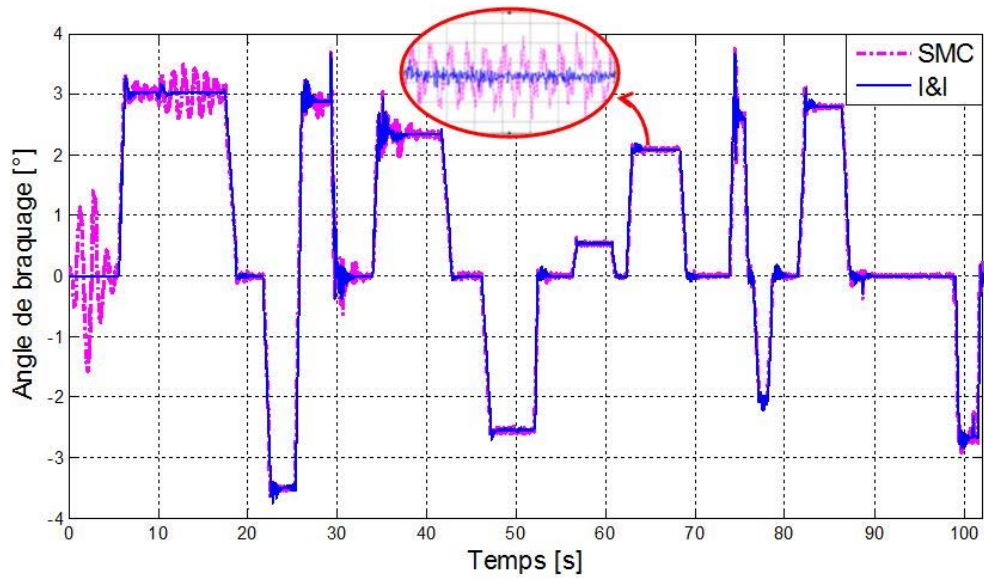


Figure 7.7 : Simulation sur SCANeR : Angle de braquage des contrôleurs SMC et $I\&I$

Cette simulation montre les bonnes performances des contrôleurs $I&I$ durant une conduite normale à vitesse élevée et variable.

7.3.3.2 Robustesse par rapport aux incertitudes paramétriques du véhicule

La figure 7.8 montre l'évaluation des contrôleurs par rapport aux incertitudes paramétriques sur la rigidité de dérive du pneu. Pour une incertitude de 10%, l'erreur reste presque similaire avec la seconde version du contrôleur. La valeur maximale de l'erreur dépend de l'incertitude. Il est important de souligner que le contrôleur SMC est plus sensible aux incertitudes paramétriques que les contrôleurs $I&I$ pendant la période de convergence. Le contrôleur SMC fournit une erreur maximale plus élevée pendant la période de convergence. En revanche, il a un comportement identique et est robuste aux incertitudes et aux perturbations en régime établi (phase de glissement).

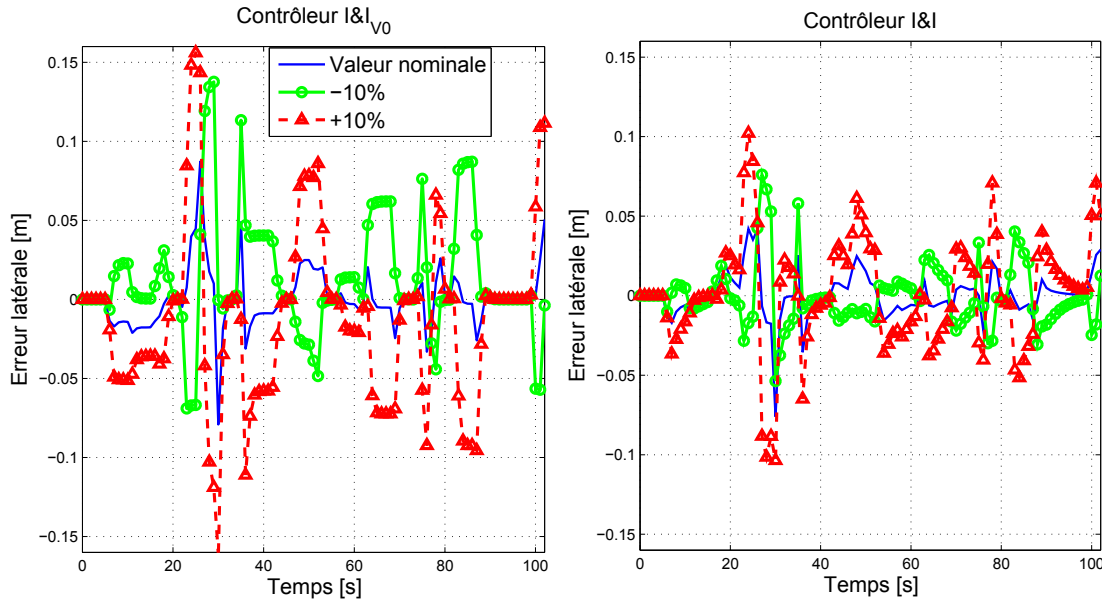


Figure 7.8 : Contrôleurs $I&I$, robustesse par rapport aux incertitudes paramétriques sur la rigidité de dérive du pneu, simulation sur SCANeR

La seconde version du contrôleur $I&I$ donne une amélioration importante aux performances par rapport au mode glissant ; elle permet d'éviter le broutement tout en améliorant la robustesse par rapport aux incertitudes et aux perturbations par son action intégrale.

La stratégie de commande par le principe d'Immersion et Invariance a été validée à l'aide du simulateur SCANeR Studio. Les différents tests mettent en évidence les améliorations apportées par le contrôleur $I&I$ qui fournit notamment un angle de braquage plus lisse. Le contrôleur $I&I$ permet d'obtenir des performances équivalentes, voire meilleures que celles du contrôleur SMC. Ce nouveau contrôleur a un

temps de réponse connu d'avance (lié directement aux gains du contrôleur) et a une stabilité robuste. L'action intégrale de la seconde version du contrôleur *I&I* augmente la robustesse de ce dernier par rapport aux incertitudes paramétriques et aux perturbations.

En outre, le contrôleur *I&I* est plus robuste aux variations de courbures donc plus approprié pour les manœuvres d'urgence (évitement de collisions). Les résultats de stabilité obtenus suite au développement de ces contrôleurs nous ont conduit à étudier les propriétés de passivité du modèle et à concevoir une commande par passivité. Dans le prochain paragraphe, nous présenterons les résultats obtenus par le contrôleur imbriqué passif.

7.3.4 Contrôle latéral par la commande basée sur la passivité (PBC)

7.3.4.1 Test du contrôleur durant une conduite normale

Concernant le test du contrôleur avec les paramètres nominaux connus, nous obtenons des performances similaires aux contrôleurs développés précédemment (voir les figures 7.9 et 7.10) ; les trois contrôleurs assurent un suivi de la trajectoire avec de faibles erreurs (l'erreur latérale reste inférieure à 10cm dans les conditions de test). L'évolution de l'erreur latérale montre que le contrôleur imbriqué passif est plus sensible aux variations de courbure. L'erreur de la vitesse de lacet est très faible par rapport à celle des autres contrôleurs (SMC et *I&I*). Cela s'explique par le fait que le contrôleur interne qui fournit l'entrée de braquage a pour objectif d'annuler l'erreur de vitesse de lacet. Le réglage de ce contrôleur est donc de ce fait plus délicat afin d'assurer un bon comportement de la dynamique du lacet (contrôleur interne) et la dynamique de l'erreur latérale (contrôleur externe).

7.3.4.2 Robustesse par rapport aux incertitudes paramétriques du véhicule

La figure 7.11 présente l'erreur latérale pour une incertitude de 10% sur la rigidité de dérive et la masse du véhicule. Le contrôleur imbriqué passif est robuste par rapport aux incertitudes paramétriques. L'erreur en présence d'incertitudes reste identique. Ceci s'explique par le fait que les lois de commande des deux contrôleurs imbriqués ne dépendent pas directement des paramètres du véhicule. En effet, les entrées de commande de ce contrôleur dépendent uniquement des sorties passives qui ne dépendent pas des paramètres incertains. Ce contrôleur est donc quasiment insensible aux incertitudes paramétriques.

Il est important de souligner que le contrôleur imbriqué utilise moins de mesures que les précédents. En effet l'estimation de l'angle de dérive β est nécessaire pour les contrôleurs SMC et *I&I*. La difficulté principale avec ce contrôleur réside dans le choix approprié des gains du contrôleur.

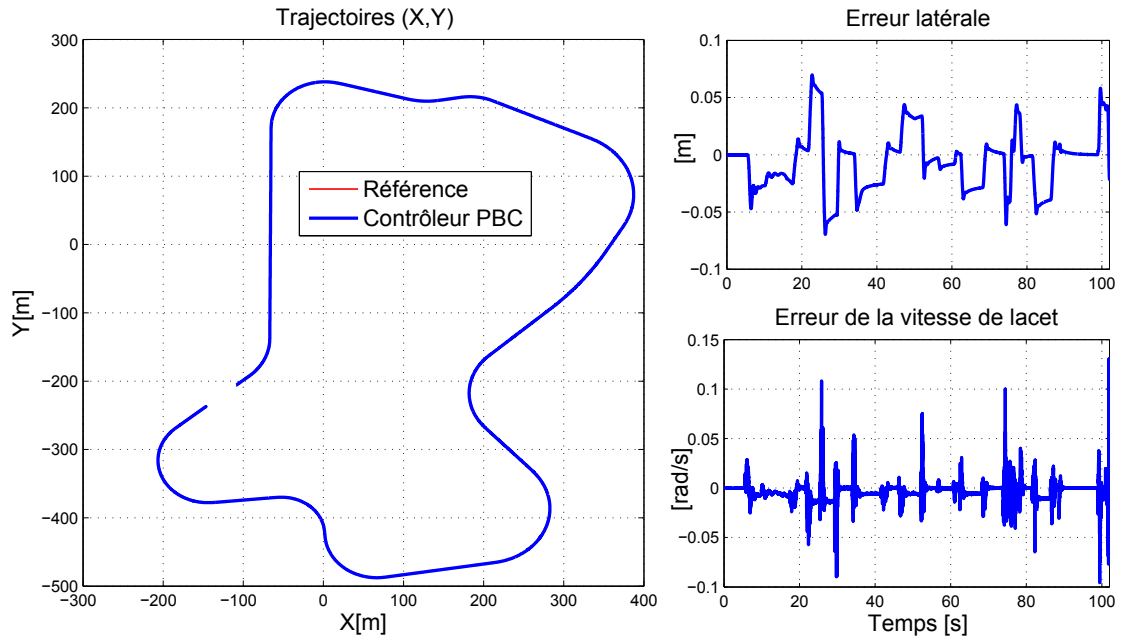


Figure 7.9 : Contrôleur PBC en simulation sur SCANeR : Trajectoires et erreurs

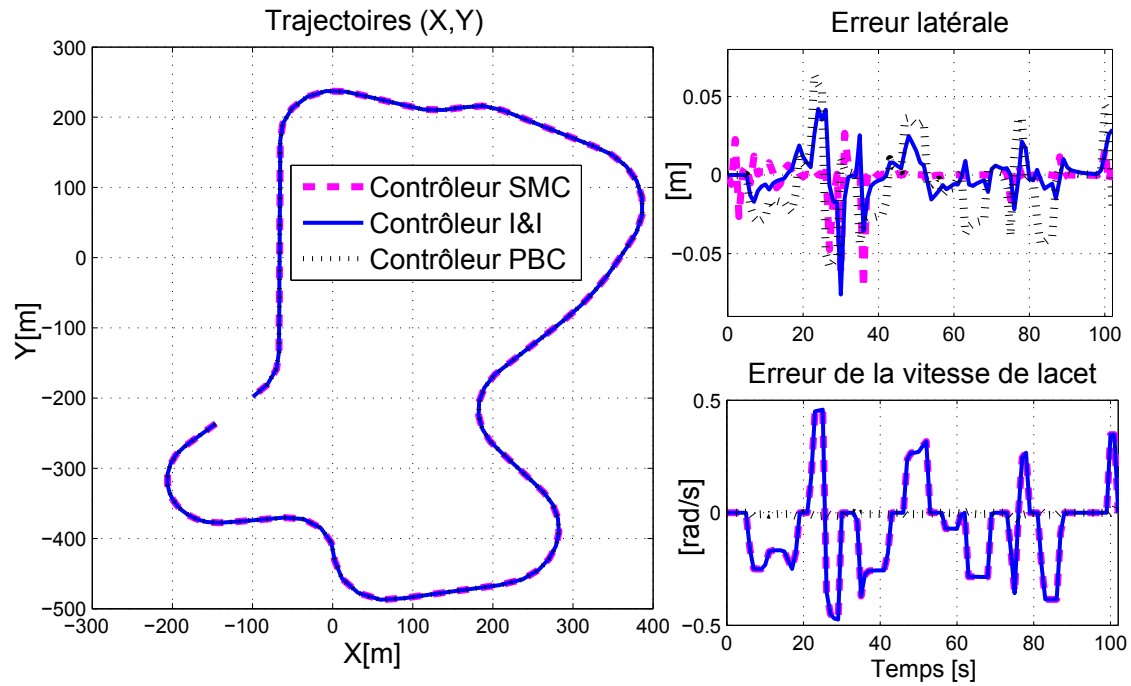
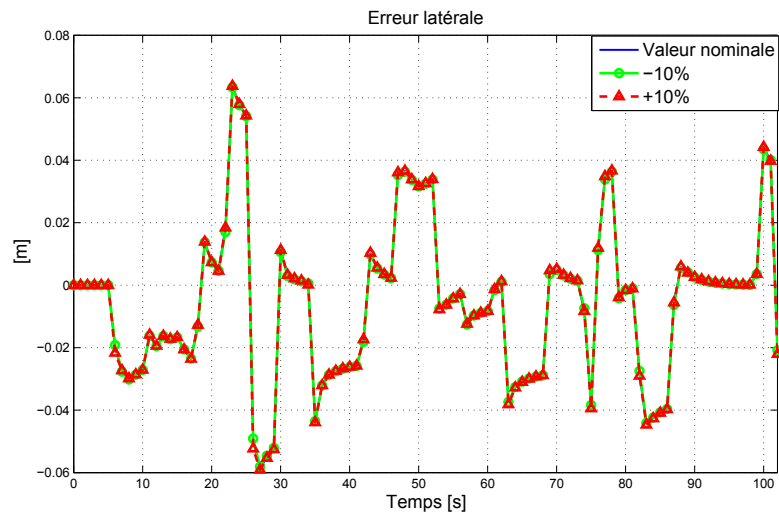
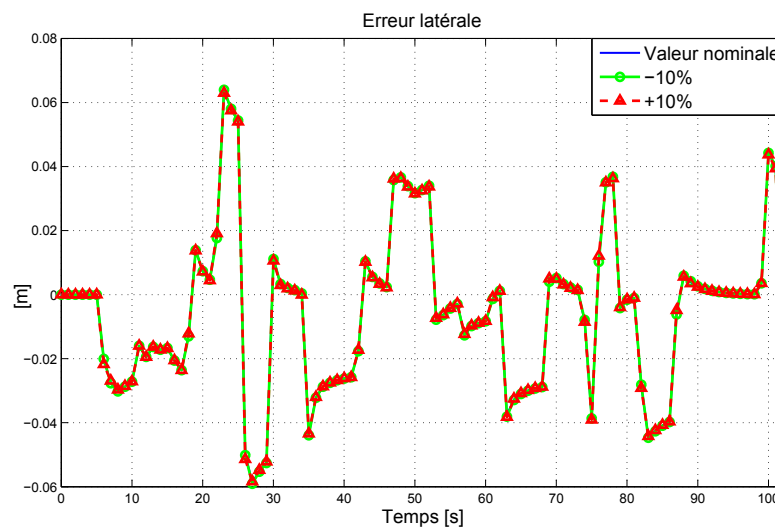


Figure 7.10 : Simulation sur SCANeR : Trajectoires et erreurs des trois contrôleurs développés

Les tests précédents montrent les améliorations apportées par la commande par passivité, notamment sa robustesse par rapport aux incertitudes paramétriques (voir



(a)



(b)

Figure 7.11 : Simulation sur SCANeR, Contrôleur PBC : Robustesse par rapport aux incertitudes paramétriques : (a) Incertitudes sur la rigidité de dérive du pneu, (b) Incertitudes sur la masse du véhicule

la figure 7.12). Ces résultats montrent qu'une prise en compte des propriétés structurales du modèle durant la conception du contrôleur permet de développer des contrôleurs robustes.

La validation en simulation sous SCANeR Studio des contrôleurs développés a été présentée. Il ressort que les trois contrôleurs permettent d'assurer un suivi robuste de la trajectoire.

Le contrôleur SMC fournit une erreur faible en régime permanent mais est assez

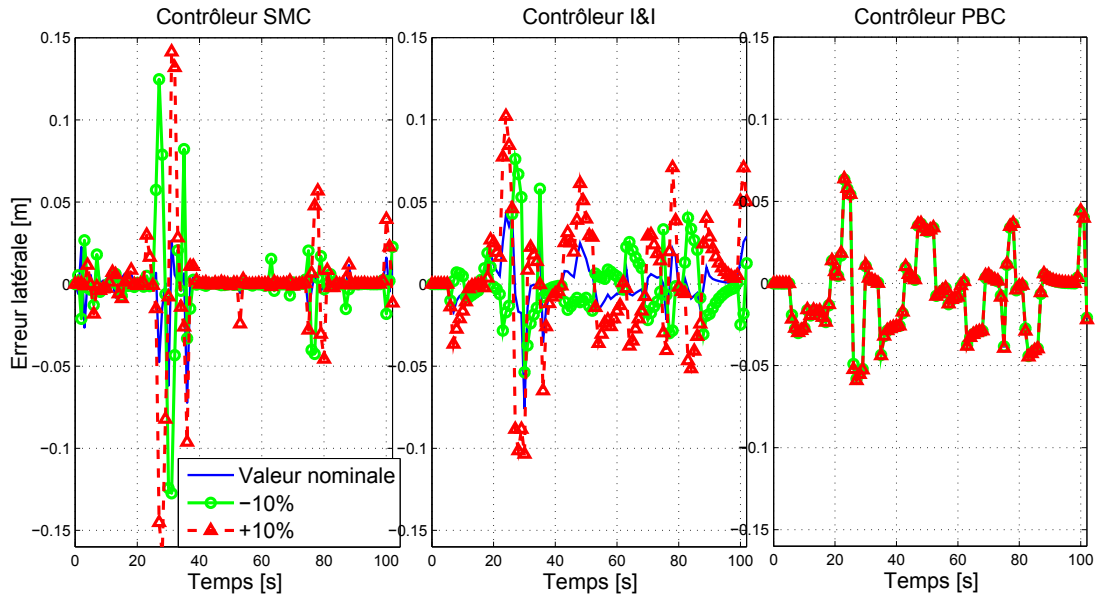


Figure 7.12 : Simulation sur SCANeR : Robustesse des contrôleurs par rapport aux incertitudes sur la rigidité de dérive du pneu

sensible en période transitoire, provoquant des pics importants durant les variations rapides de la courbure.

Le contrôleur $I\&I$ permet une prise en compte plus importante du modèle durant la conception et fournit de bonnes performances. Ce contrôleur permet ainsi d'améliorer les performances par rapport au contrôleur par mode glissant.

Le contrôleur imbriqué passif permet d'obtenir une commande robuste aux incertitudes paramétriques. L'inconvénient principal de ce contrôleur est la difficulté à régler ses gains.

Ces résultats simulés sous SCANeR Studio montrent les avantages et inconvénients des différentes stratégies développées. Nous allons poursuivre la validation en présentant au prochain paragraphe la validation faite en utilisant les données réelles.

7.4 Validation en simulation utilisant des données réelles

Outre la validation sous SCANeR Studio, une validation en simulation utilisant des données réelles a été effectuée. Ces deux environnements de test sont complémentaires et permettent d'enrichir la validation.

Après une présentation des moyens expérimentaux, nous présenterons les résultats obtenus par les différents contrôleurs.

7.4.1 Moyens expérimentaux et méthodologie de validation

7.4.1.1 Véhicule expérimental

Le véhicule expérimental présenté à la figure 7.13 est une Peugeot 308 instrumentée par le laboratoire Heudiasyc. Ce véhicule est équipé de plusieurs capteurs (voir figure 7.14) :

- **Un CORREKIT S-400** : capteur optique pour mesurer la vitesse longitudinale V_x et l'angle de dérive β .
- **Quatre roues dynamométriques (Kistler RoaDyn S625)** : permettent de mesurer les forces et les moments sur chaque roue.
- **Un GPS différentiel RTK** : pour mesurer les coordonnées de la trajectoire du véhicule avec une précision centimétrique.
- **Une centrale inertielle CROSS BOW VG700AB** : pour la mesure précise des accélérations, ainsi que la vitesse de lacet.
- **Les données disponibles sur le bus CAN** : la vitesse des roues, l'accélération latérale et l'angle de braquage au niveau des roues.
- **Les capteurs de suspension** : pour mesurer les déplacements verticaux entre les roues et la caisse du véhicule.
- **Quatre capteurs laser** : pour mesurer la hauteur de la caisse.
- **Une caméra** : pour enregistrer le scénario de la trajectoire du véhicule.
- **Un système Mobileye** : pour fournir une liste d'obstacles détectés (piétons, véhicules) et leurs positions.
- **Un Laser Ibeo LUX 8L/Multi-echo** : pour la détection d'obstacles.



Figure 7.13 : Véhicule expérimental (DYNA)

L'ensemble de ces capteurs sont connectés et configurés à l'aide d'une plate-forme logicielle PACPUS développée par le laboratoire Heudiasyc. Les données sont acquises à la fréquence de 200Hz .

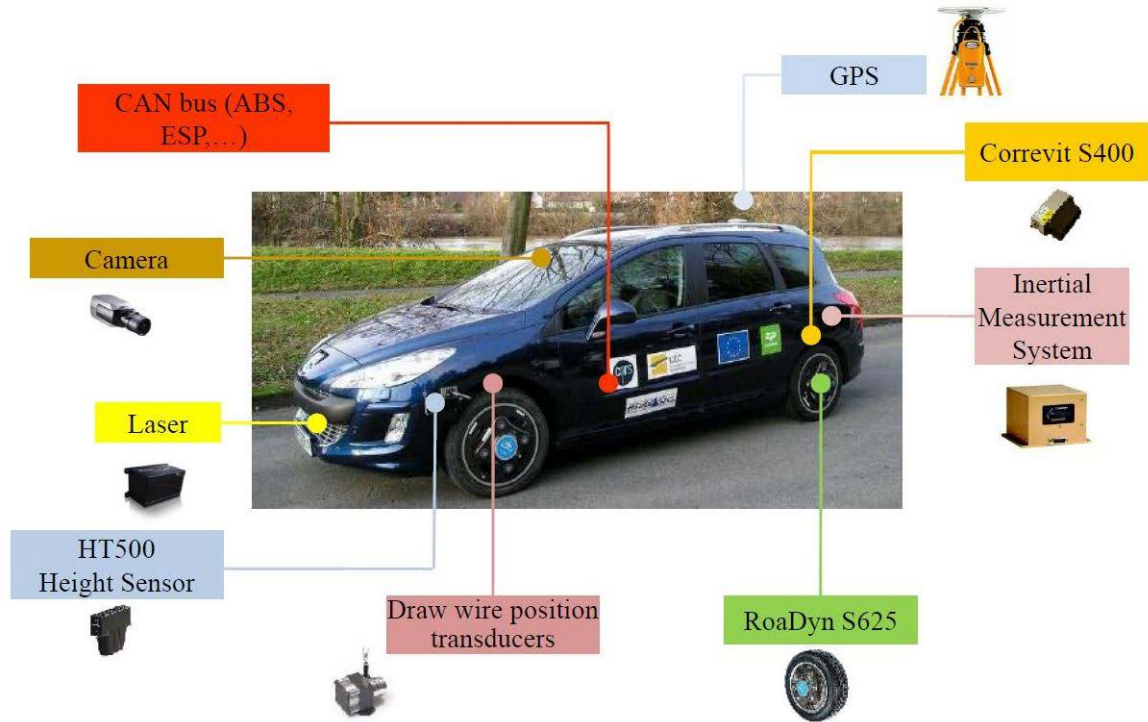


Figure 7.14 : Capteurs installés sur le véhicule expérimental (DYNA) [Wang, 2013]

La nomenclature et les paramètres du véhicule DYNA sont donnés par la table 7.1.

Table 7.1: Paramètres du modèle bicyclette du véhicule DYNA

V_x	Vitesse longitudinale	-	[m/s]
β	Angle de dérive au CdG	-	[rad]
ψ	Angle de lacet	-	[rad]
δ	Angle de braquage du pneu	-	[rad]
m	Masse	1719	[kg]
I_z	Moment d'inertie	3300	[kgm^2]
L_f	Distance essieu avant - CdG	1.195	[m]
L_r	Distance essieu arrière - CdG	1.513	[m]
C_f	Rigidité de dérive du pneu avant	170550	[N/rad]
C_r	Rigidité de dérive du pneu arrière	137844	[N/rad]

7.4.1.2 Piste d'essai

Les essais permettant d'acquérir des données réelles ont été réalisés sur les circuits de test du CERAM¹ (figure 7.15).

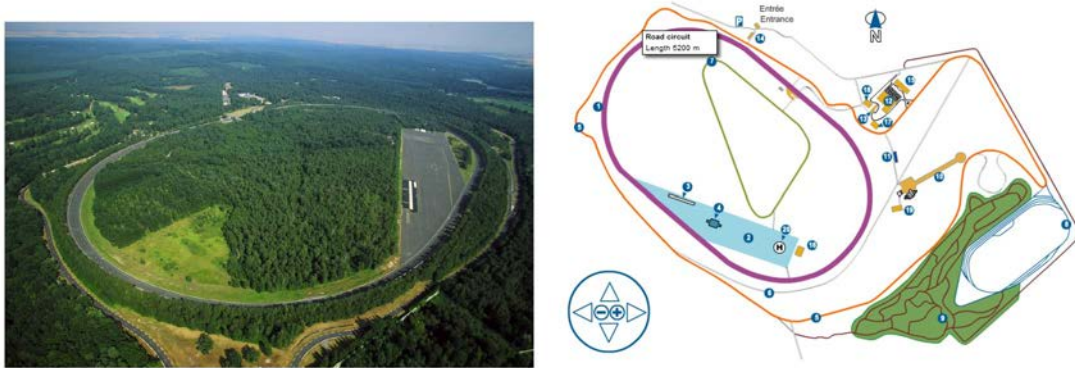


Figure 7.15 : Piste d'essai du CERAM

7.4.1.3 Schéma descriptif de la validation

Pour valider nos contrôleurs en simulation utilisant des données réelles, plusieurs tests ont été réalisés afin d'acquérir les données de référence (trajectoire de référence et variables dynamiques). La figure 7.16 présente le schéma de validation en simulation utilisant des données réelles.

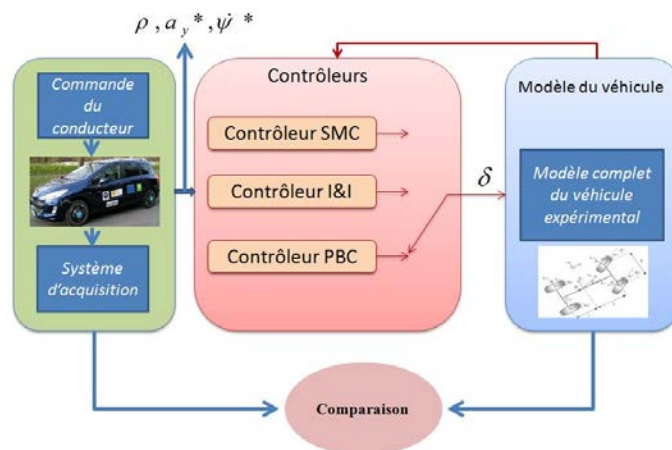


Figure 7.16 : Schéma descriptif de la validation

1. CERAM - "Centre d'Essais et de Recherche Automobile de Mortefontaine"

- **Etape 1** : La première étape consiste à acquérir les données. Un conducteur humain conduit le véhicule expérimental selon des scénarios bien définis. Durant cette étape, les variations dynamiques du véhicule sont enregistrées. Ces données réelles sont utilisées pour élaborer la trajectoire référence. Les mesures de la vitesse de lacet et l'accélération latérale seront utilisées comme références pour calculer les erreurs.
- **Etape 2** : La seconde étape consiste à tester le contrôleur en boucle fermée avec le modèle complet du véhicule, pour suivre cette trajectoire de référence.

7.4.2 Test des contrôleurs durant une conduite normale avec paramètres nominaux connus

Le premier test (figures 7.17.a,b,c) a été réalisé dans le but de vérifier la robustesse des contrôleurs pendant une conduite normale. L'accélération latérale est inférieure à $5m/s^2$. La vitesse longitudinale est presque constante ($13.5m/s$) avec une courbure qui varie entre $-0.02m^{-1}$ et $0.09m^{-1}$.

La figure 7.17a montre les variations de la vitesse longitudinale. La figure 7.17b présente différentes courbes : la trajectoire de référence et la trajectoire suivie par le véhicule commandé, l'erreur latérale et l'erreur de la vitesse de lacet. Le véhicule contrôlé est capable de suivre la trajectoire de référence avec des erreurs faibles, dans les conditions du test (les trois contrôleurs). L'erreur latérale ne dépasse pas $10cm$ en régime transitoire.

La figure 7.17c présente différentes variables dynamiques du véhicule : l'angle de braquage, la vitesse de lacet et l'accélération latérale. Nous comparons les données réelles avec les résultats de la simulation du système en boucle fermée. Les variables dynamiques obtenues sont très proches de celles mesurées. La différence entre l'angle de braquage de référence et ceux obtenus en simulation avec les différents contrôleurs n'excède pas $1,7$ degrés dans les conditions de ce test.

La vitesse de lacet mesurée est très proche de celles obtenues en simulation. Nous notons l'apparition d'un léger décalage après le grand virage. Cela est dû à la non-linéarité causée par le grand braquage durant le virage.

Dans ce scénario, bien que l'hypothèse de petits angles n'ait pas été respectée (l'angle de braquage étant supérieur à 12 degrés durant le virage) et malgré la variation de la vitesse longitudinale, les contrôleurs sont en mesure de suivre la trajectoire de référence avec une erreur faible. Cette première simulation montre les bonnes performances et la robustesse des trois contrôleurs durant une conduite normale avec paramètres nominaux connus.

Le second test (figures 7.18a, 7.18b et 7.18c) a été effectué dans le but de vérifier la robustesse des contrôleurs pendant une conduite normale à vitesse élevée et variable. La vitesse longitudinale varie entre $5m/s$ et $20m/s$. Notez que l'accélération latérale maximale est $6m/s^2$. Le scénario inclut un virage très serré permettant de vérifier

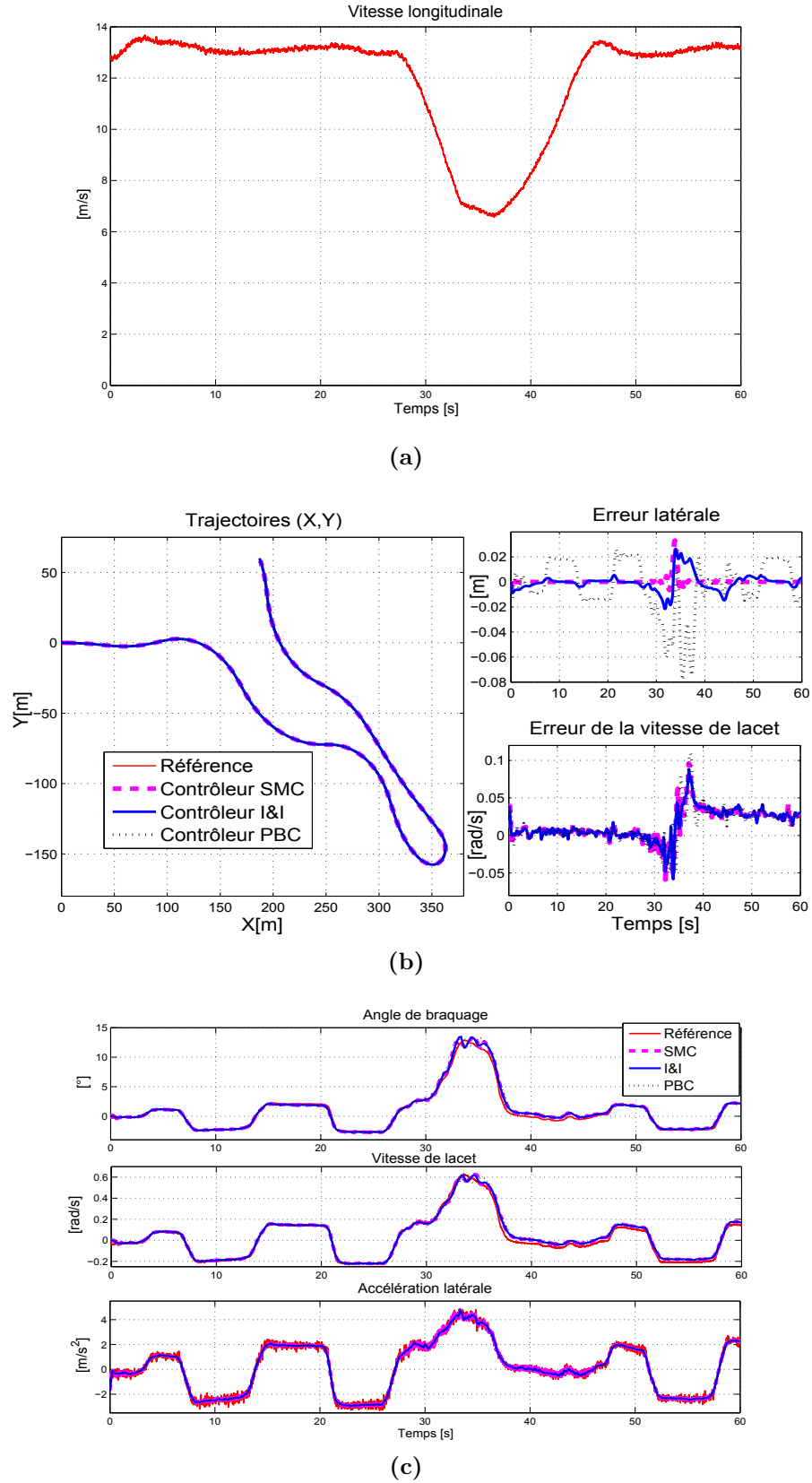


Figure 7.17 : Test 1 : Conduite à vitesse longitudinale presque constante; (a) Vitesse longitudinale, (b) Trajectoires, (c) Variables dynamiques

la robustesse des contrôleurs par rapport aux variations rapides et importantes de la courbure de la route.

Bien que dans ce scénario nous ayons quelques manœuvres à basse vitesse (virage très serré) et à grande vitesse, l'erreur latérale reste faible pour les contrôleurs SMC et $I\&I$ (plus petite que 8.5cm dans les conditions de test). Le contrôleur imbriqué passif est moins robuste par rapport aux variations importantes de la courbure. Ceci peut s'expliquer par le fait qu'il utilise moins de mesures que les autres (les contrôleurs SMC et $I\&I$ utilisent en plus, l'angle de dérive dans leur loi de commande). La figure 7.18c présente différentes variables dynamiques du véhicule : l'angle de braquage, la vitesse de lacet et l'accélération latérale. Ces variables dynamiques sont très proches de celles mesurées. Nous notons une différence entre l'angle de braquage mesuré et ceux donnés par les contrôleurs durant le virage très serré ; ceci peut être du à l'imprécision du modèle.

7.4.3 Robustesse des contrôleurs par rapport aux dynamiques fortement non linéaires

Le troisième test (figures 7.19a, 7.19b et 7.19c) consiste à augmenter graduellement la vitesse lors de l'exécution d'une même courbure (nous avons fixé le rayon de courbure autour de 50m). Dans de tels cas, l'accélération latérale augmente significativement (en valeur absolue) et le comportement du véhicule devient fortement non linéaire. Nous utilisons ce type de test pour évaluer la stabilité et la robustesse de la loi de commande par rapport aux fortes sollicitations non linéaires, à la limite de la stabilité. Ce test évalue également l'effet de la variation de la vitesse du véhicule sur les contrôleurs. La figure 7.19a montre les variations de la vitesse longitudinale. La figure 7.19b montre la trajectoire et les erreurs : même quand l'accélération latérale est élevée et que la vitesse longitudinale croît rapidement (le taux est d'environ 1m/s^2), l'erreur latérale reste faible. Les variations de la vitesse longitudinale ont une faible influence sur l'erreur maximale. Par ailleurs, les variables dynamiques sont très proches de celles mesurées, même avec une accélération latérale atteignant 8m/s^2 (voir la figure 7.19c). Ce test montre que les lois de commande assurent un bon comportement avec de fortes accélérations latérales pouvant atteindre 8m/s^2 .

Pour des accélérations latérales supérieures à 8m/s^2 , on note une importante augmentation de l'erreur latérale. En effet, le terme d'anticipation des différentes lois de commande est calculé à l'aide du modèle bicyclette avec une modélisation linéaire des forces de contact pneu/chaussée, alors que le point de fonctionnement du pneumatique se trouve dans la zone dite « de saturation ». Pour améliorer la robustesse dans ce cas, nous pourrions utiliser le modèle bicyclette avec une modélisation pneu/chaussée non linéaire pour calculer le terme anticipatif du braquage comme dans [Funke et al., 2012].

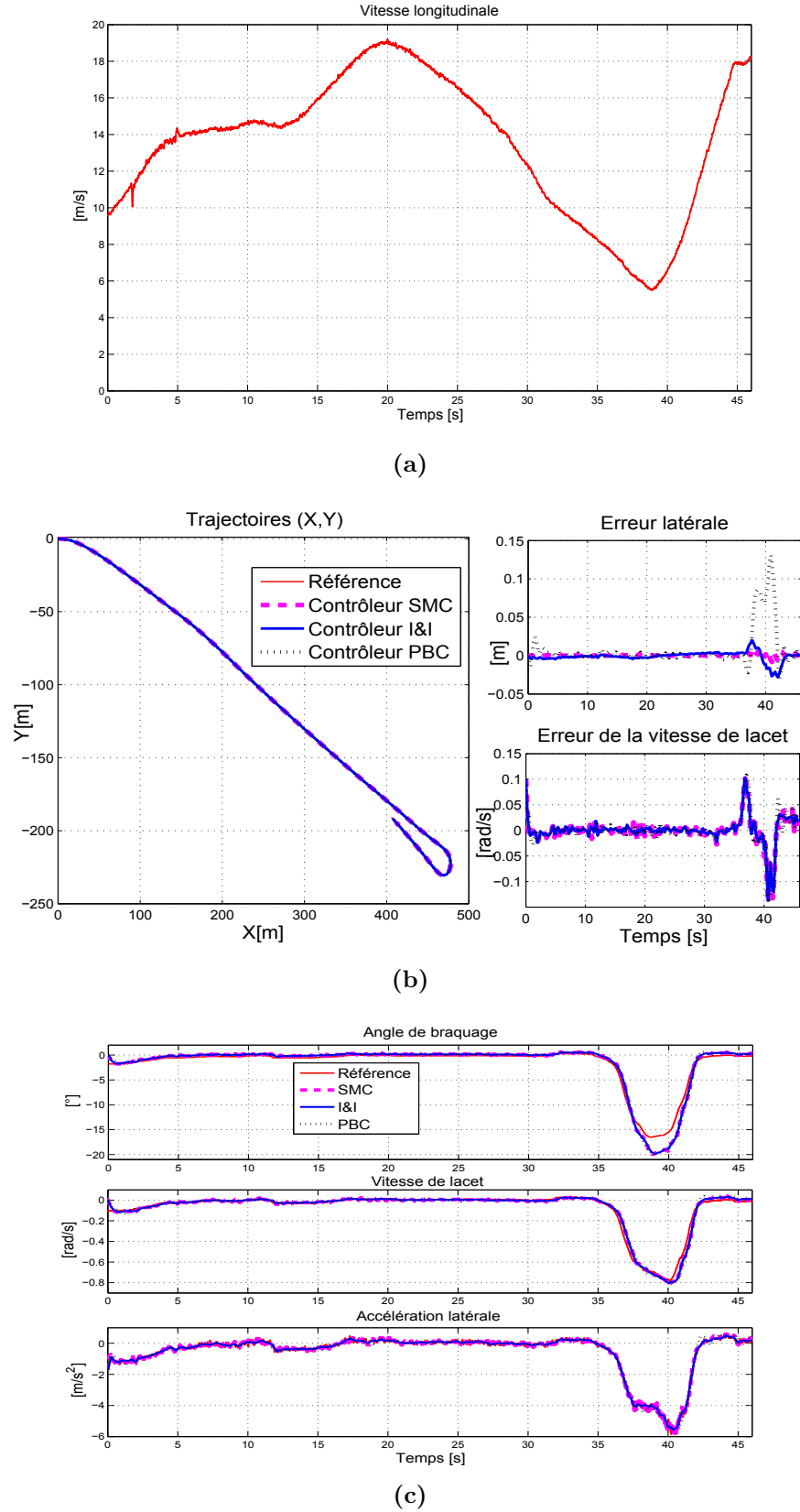


Figure 7.18 : Test 2 : Conduite à vitesse longitudinale variable et élevée; (a) Vitesse longitudinale, (b) Trajectoires, (c) Variables dynamiques

7.4 Validation en simulation utilisant des données réelles

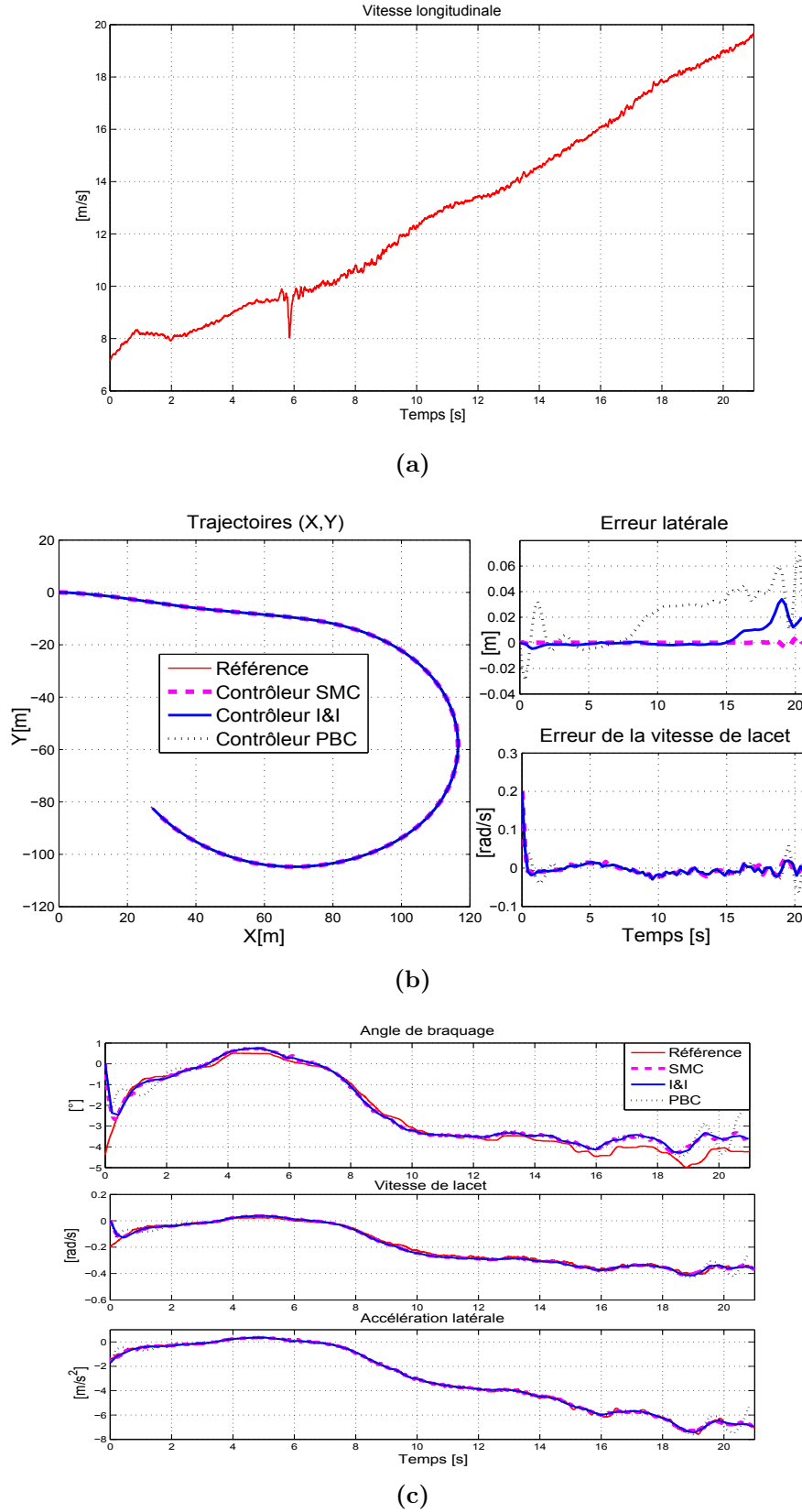


Figure 7.19 : Test 3 : Conduite à vitesse longitudinale variable et courbure constante; (a) Vitesse longitudinale, (b) Trajectoires, (c) Variables dynamiques

7.4.4 Robustesse par rapport aux incertitudes paramétriques du véhicule

Nous avons aussi évalué la robustesse des contrôleurs par rapport aux incertitudes paramétriques. Cette évaluation a été réalisée en utilisant le scénario du Test 1 (voir figure 7.17).

Les figures 7.20 et 7.21 présentent l'erreur latérale des trois contrôleurs pour des incertitudes paramétriques de 10% et 30% sur le coefficient de rigidité de dérive et la masse du véhicule.

Les figures 7.20a et 7.21a présentent les erreurs latérales du contrôleur SMC. Ce contrôleur est peu sensible aux incertitudes paramétriques car il fournit une erreur presque identique qu'en situation normale (absence d'incertitudes). Dans ce scénario, le SMC est peu sensible comparativement aux résultats obtenus en simulation sous SCANeR Studio. Ceci s'explique par le fait que l'environnement de test est différent mais son comportement reste globalement identique. Nous avons un maximum d'erreur durant la phase de convergence et l'erreur est presque nulle pendant la phase de glissement.

Les figures 7.20b et 7.21b présentent les erreurs latérales du contrôleur $I\&I$. La valeur maximale de l'erreur dépend de la valeur de l'incertitude. Ce contrôleur fournit des erreurs maximales comparables au SMC, mais leurs comportements sont différents.

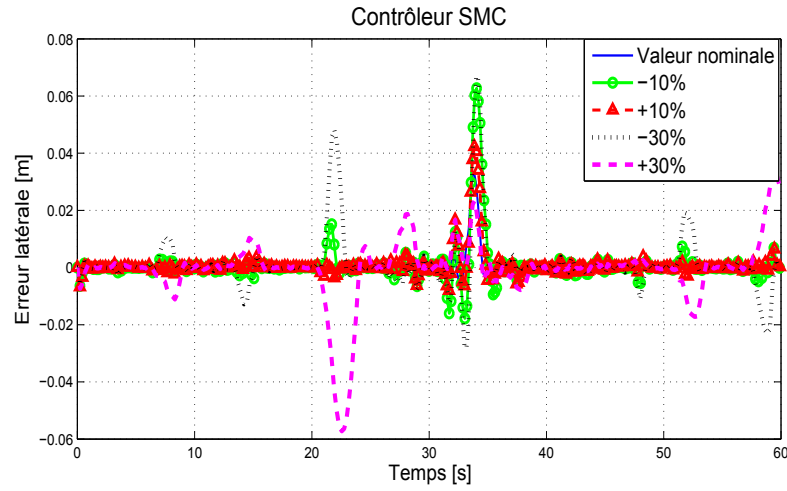
Les figures 7.20c et 7.21c présente les erreurs latérales du contrôleur PBC. Ce contrôleur est quasiment insensible aux incertitudes sur la masse et le coefficient de rigidité. Il fournit des erreurs presque identiques.

Ces résultats montrent que ces trois contrôleurs non linéaires sont robustes par rapport à de grandes incertitudes paramétriques sur la masse et sur le coefficient de rigidité. En d'autres termes, ces contrôleurs permettent d'assurer un suivi robuste de trajectoire pour différentes charges de véhicules (masse). En outre, il permet d'assurer un suivi de trajectoire sur une route ayant un coefficient d'adhérence μ de l'ordre de 0,7 dans ces conditions de test.

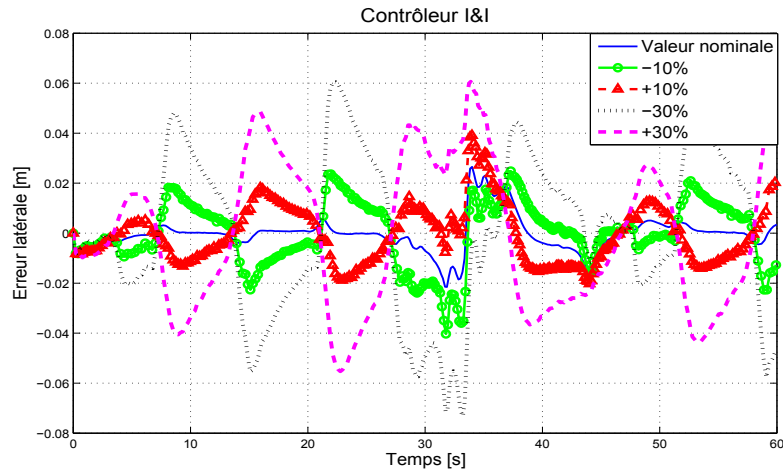
7.5 Conclusion

Dans ce chapitre, après avoir rappelé les principales lois de commande développées, nous avons présenté les résultats de simulation sous SCANeR Studio ainsi qu'une validation en simulation utilisant des données réelles. Ces deux environnements complémentaires ont permis d'évaluer la robustesse des contrôleurs selon plusieurs scénarios représentant différentes situations de conduite : vitesse constante/variable, virage serré, forte non-linéarité.

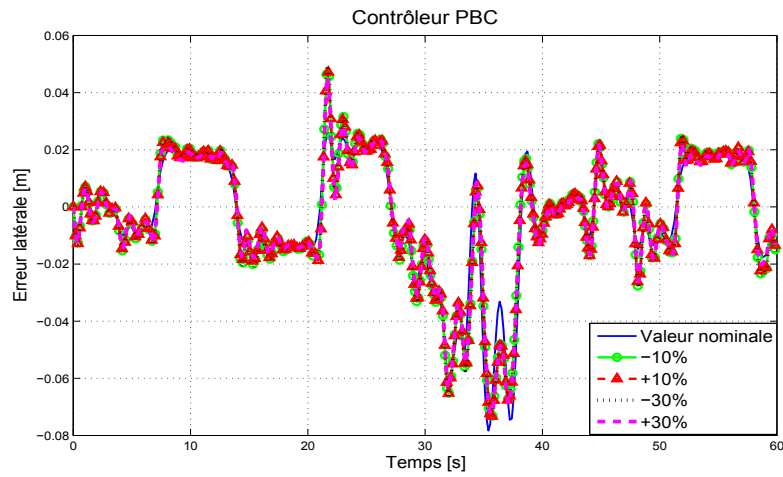
Aussi, la robustesse des contrôleurs a été évaluée par rapport aux incertitudes paramétriques du véhicule.



(a)



(b)



(c)

Figure 7.20 : Test 1 : Robustesse des contrôleurs par rapport aux incertitudes paramétriques sur la rigidité de dérive du pneu, (a) SMC, (b), $I\&I$, (c) PBC

Des différents tests effectués, il ressort que les trois contrôleurs SMC, *I&I* et PBC permettent d'assurer un suivi robuste de la trajectoire.

Le contrôleur SMC fournit une erreur faible en régime permanent mais il est assez sensible en période transitoire provoquant des pics importants durant les variations rapides de courbures.

Le contrôleur *I&I* permet une meilleure prise en compte plus du modèle durant la conception du contrôleur et fournit de bonnes performances. Ce contrôleur permet ainsi d'améliorer les performances par rapport au mode glissant pour les applications de contrôle latéral des véhicules.

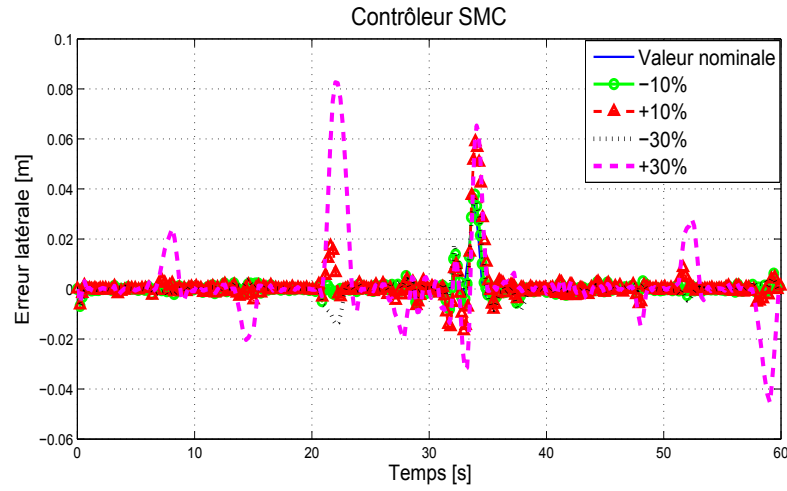
Le contrôleur imbriqué passif permet d'obtenir une commande robuste aux incertitudes paramétriques. L'inconvénient principal de ce contrôleur est le choix du réglage de ses gains et sa grande sensibilité aux variations de courbure et de vitesse. Une version adaptative permettrait de l'améliorer considérablement. Le tableau 7.2 présente un récapitulatif de la comparaison des contrôleurs développés.

Stratégie de commande	Avantages	Inconvénients
Commande par mode glissant (SMC)	<ul style="list-style-type: none"> • Robuste vis-à-vis des incertitudes/variations paramétriques et bruits • Loi de commande relativement simple 	<ul style="list-style-type: none"> • Broutement • Sensible aux grandes variations de courbure • Condition de convergence en temps fini pas toujours vérifiée
Commande par Immersion et Invariance (I&I)	<ul style="list-style-type: none"> • Stabilité robuste • Braquage lisse • Plus robuste aux grandes variations de courbures 	<ul style="list-style-type: none"> • Sensibilité aux incertitudes paramétriques
Contrôleur imbriqué passif (PBC)	<ul style="list-style-type: none"> • Stabilité et passivité du système bouclé • Insensible aux incertitudes paramétriques 	<ul style="list-style-type: none"> • Sensible aux grandes variations de courbure et aux fortes non-linéarités • Contrôleur non adaptatif

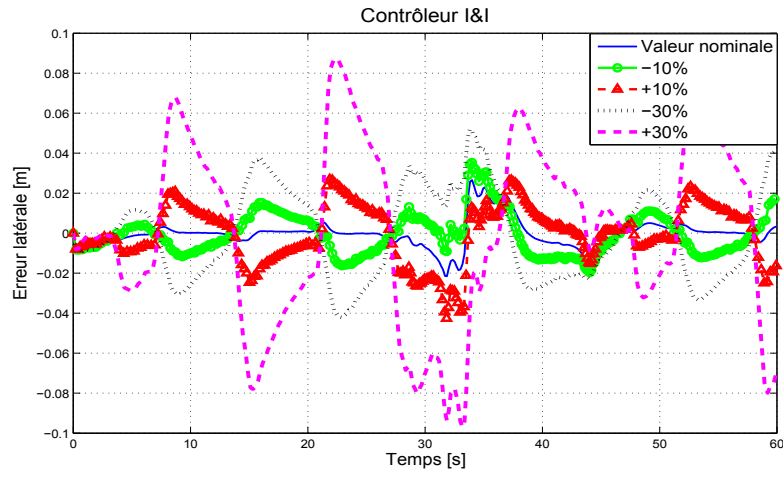
Table 7.2: Tableau récapitulatif de la comparaison des contrôleurs développés

Nous comptons développer de nouvelles versions de ces contrôleurs avec la prise en compte de l'estimation des variables influençant directement la dynamique latérale, comme le dévers de la route [Tudon-Martinez et al., 2014], pour améliorer leurs performances. Nous aimerions également étendre cette étude comparative à d'autres stratégies de commande robustes telles que la commande H_∞ , la commande CRONE [Oustaloup, 2014].

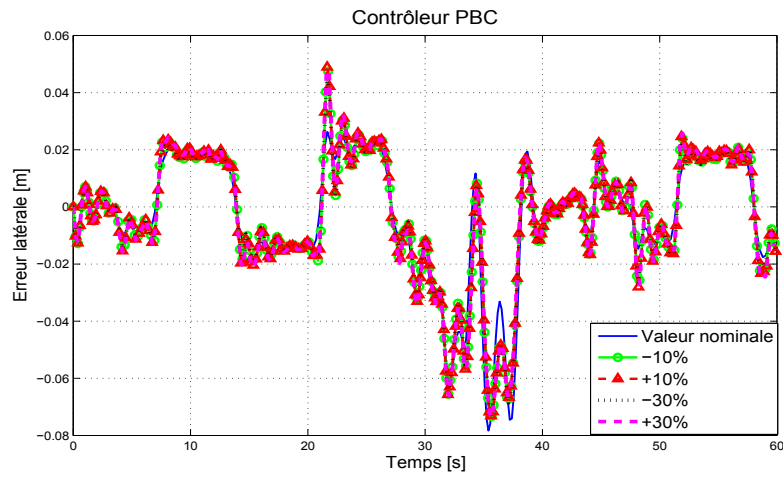
Outre la commande, nous avons travaillé sur la planification des trajectoires ; c'est-à-dire la détermination de la trajectoire de référence, et par la suite la courbure ρ qui est la consigne à suivre par les contrôleurs. Dans la seconde partie, nous présenterons les résultats portant sur la planification des trajectoires.



(a)



(b)



(c)

Figure 7.21 : Test 1 : Robustesse des contrôleurs par rapport aux incertitudes paramétriques sur la masse du véhicule, (a) SMC, (b), *I&I*, (c) PBC

Deuxième partie

Contributions sur la planification de trajectoires

Chapitre 8

Etat de l'art sur les méthodes de planification de trajectoires pour la navigation des véhicules autonomes

Sommaire

8.1	Introduction	107
8.2	Principales méthodes réactives de planification de trajectoires de véhicules autonomes	108
8.3	Présentation de la méthode des tentacules	114
8.4	Conclusion	118

8.1 Introduction

La navigation autonome des robots est développée depuis les années 1960, mais il a fallu beaucoup d'adaptations pour l'appliquer aux véhicules terrestres qui sont des systèmes non-holonomes.

Un véhicule autonome doit pouvoir changer de voie, suivre la route, respecter la signalisation, éviter les obstacles fixes et mobiles ainsi que d'autres consignes. Plusieurs défis sont donc à relever : assurer la fiabilité et la sûreté de fonctionnement du véhicule, optimiser les temps de calcul des algorithmes pour un fonctionnement en temps-réel, garantir le confort des passagers et s'adapter aux contraintes urbaines (environnement incertain, très dynamique, etc.).

La planification des trajectoires se fait généralement en deux étapes : une planification globale et une planification locale. Au stade de la planification globale, l'itinéraire global est déterminé à partir des informations d'une carte numérique et du système de localisation. La planification locale est faite à partir de l'itinéraire global et des informations de l'environnement proche du véhicule. En effet, à partir des données de la perception de l'environnement proche et de la localisation du véhicule, une grille d'occupation dynamique (ou une carte locale de la route) est

construite avec les informations relatives aux obstacles fixes et mobiles. Ensuite, plusieurs trajectoires locales possibles sont calculées dans l'espace navigable à l'aide du modèle dynamique du véhicule. La trajectoire de référence est choisie en se basant sur plusieurs critères, de manière à assurer une navigation tout en évitant les obstacles fixes et mobiles. La figure 8.1 présente le principe de la planification locale des trajectoires.

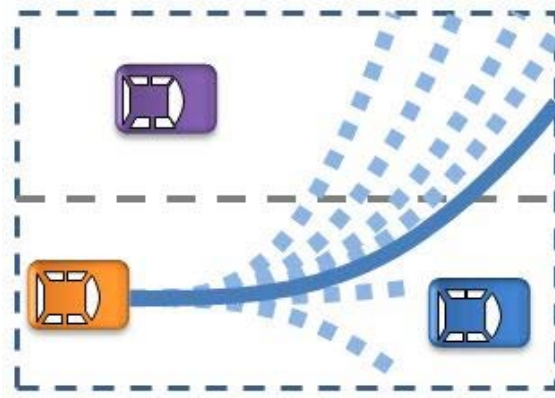


Figure 8.1 : Planification locale des trajectoires

La planification locale nécessite l'utilisation des méthodes réactives permettant de s'adapter au contexte et de naviguer dans un environnement inconnu et changeant. Il est important de souligner que dans ces travaux, nous utilisons parfois par abus de vocabulaire le terme « planification de trajectoire » pour faire allusion à une planification locale, et plus précisément une « planification de chemin ».

Dans ce chapitre, nous présenterons sommairement les principales approches réactives de planification de chemins trouvées dans la littérature afin de dégager les principaux axes de recherche, pour ensuite développer nos contributions.

8.2 Principales méthodes réactives de planification de trajectoires de véhicules autonomes

Le problème de planification de trajectoire consiste à trouver la meilleure trajectoire (si elle existe) pour aller d'un point de départ à un point cible. Différentes approches de planification de trajectoire ont été développées pour la navigation des véhicules autonomes. Parmi les approches classiques nous pouvons citer la méthode des champs de potentiels, les méthodes basées sur la connectivité de l'espace navigable de la route et la décomposition cellulaire.

8.2.1 Méthode des champs de potentiels

Cette méthode a été proposée initialement par O. Khatib en 1986. Elle consiste à définir une fonction qui affecte un grand potentiel aux obstacles (champs répulsifs) et un faible potentiel aux points objectifs (champs attractifs) de la trajectoire à naviguer. Le problème de navigation est ainsi réduit à un problème d'optimisation trouvant la commande qui amène le robot vers un minimum global de la fonction objective [Khatib, 1986]. Ainsi, la trajectoire calculée mène vers l'objectif, tout en évitant les obstacles. Cette fonction à minimiser peut être définie par rapport à l'objectif de la navigation et aux obstacles, mais d'autres contraintes peuvent également être ajoutées. La figure 8.2 présente le principe de cette méthode.

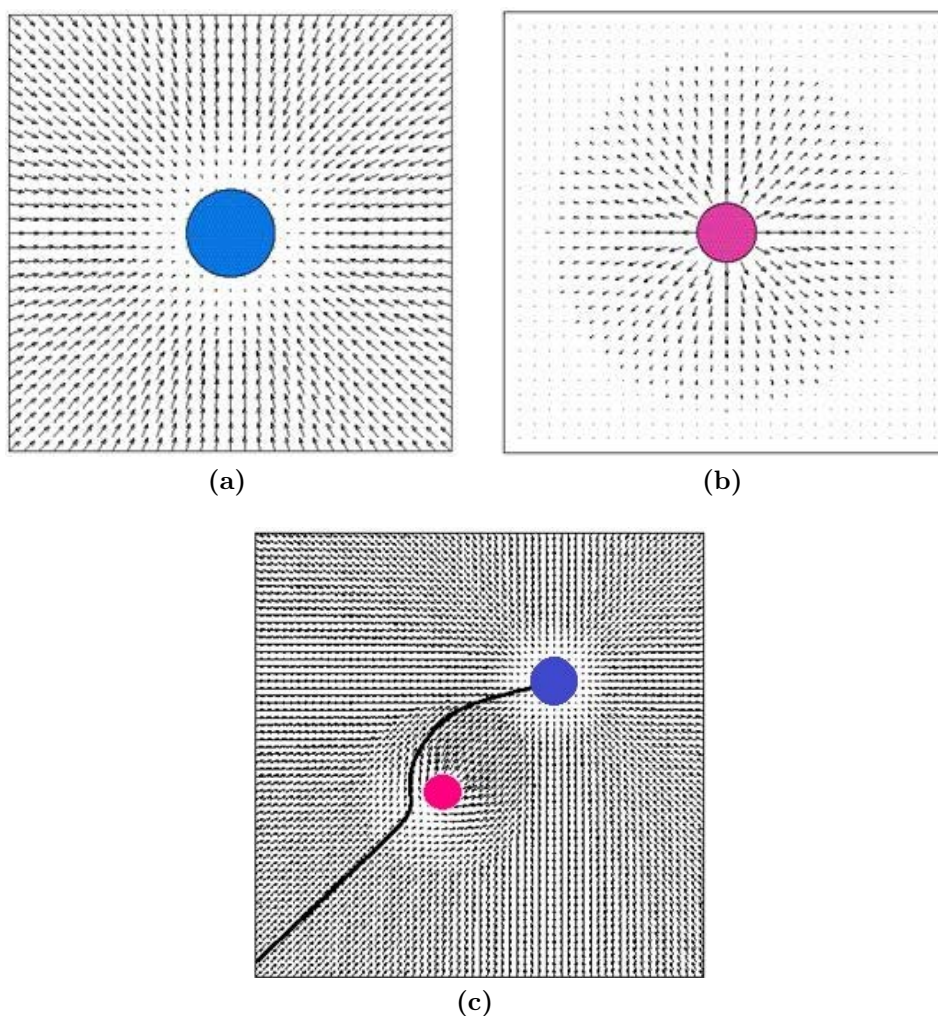


Figure 8.2 : Principe de la méthode des champs de potentiels : (a) Champs attractifs, (b) Champs répulsifs, (c) Illustration de l'évitement d'obstacle

Cette méthode présente l'avantage de ne pas nécessiter la connaissance précise des

contours des obstacles : elle se base sur la probabilité de l'existence d'un obstacle et elle est robuste en présence des erreurs (perturbations, fausses détections).

Le principal inconvénient de cette méthode est la charge importante de calcul, ce qui peut être contraignant lors de son application en temps réel pour la navigation. Par ailleurs, elle peut donner des minima locaux et elle ne permet pas d'avoir de bons résultats dans des environnements très contraints (grande vitesse, passage étroit, changements soudains). Enfin, les obstacles ne sont pas perçus par cette méthode comme des contraintes dures ; il y a donc une possibilité de collision.

Plusieurs extensions de cette méthode ont été proposées. Nous pouvons citer les champs de forces virtuelles (Virtual Force Fields - VFF) [Borenstein and Koren, 1989], l'histogramme du champ de vecteur (Vector Field Histogram - VFH) [Borenstein and Koren, 1991], et ses extensions VFH+ [Ulrich and Borenstein, 1998] et VFH* [Ulrich and Borenstein, 2000].

8.2.2 Méthodes basées sur la connectivité de l'espace navigable

Dans les méthodes basées sur la connectivité de l'espace navigable ("Roadmap methods"), une séquence de courbes de connexion entre le point initial et le point final est choisie. La figure 8.3 permet d'illustrer le principe de cette méthode, les graphes de visibilité [Lozano-prez and Wesley, 1979] et les diagrammes de Voronoï [Choset and Burdick, 2000] sont des exemples d'application du "Roadmap".

8.2.3 Méthode des champs de braquage constant

La méthode des champs de braquage, proposée dans [Bauer et al., 1994], utilise les obstacles pour limiter l'angle de braquage dans un domaine continu.

Elle est appliquée dans [Kolski et al., 2006]. Cette méthode, illustrée par la figure 8.4, est très proche de la méthode de base des tentacules (confère paragraphe 8.3).

L'inconvénient majeur de cette approche est la difficulté à suivre une trajectoire de référence en utilisant un braquage constant [Kim et al., 2011].

8.2.4 Fenêtre dynamique

Dans l'approche de la fenêtre dynamique, la commande contrôlant plus généralement, le robot est réalisée directement dans l'espace de commande. La dynamique du robot est incorporée dans le procédé de réduction de l'espace, de sorte à réduire l'espace des commandes qui ne peuvent être accessibles sous les contraintes dynamiques. En plus de cette restriction liée aux entrées considérées sûres, les contraintes liées aux obstacles sont ajoutées. La première étape de l'algorithme consiste à trouver l'espace navigable, la seconde étape consiste à choisir les entrées de commande maximisant la fonction objective (optimisation) [Fox et al., 1997].

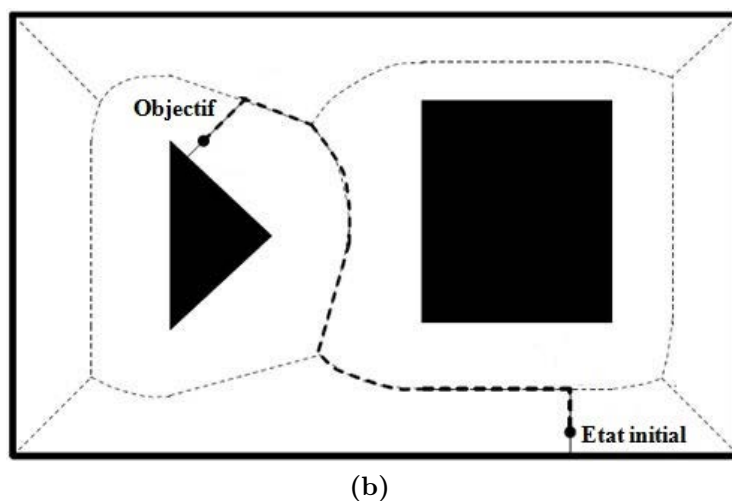
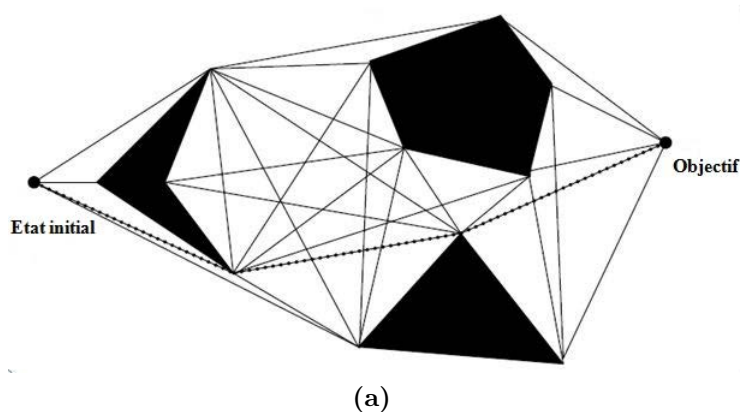
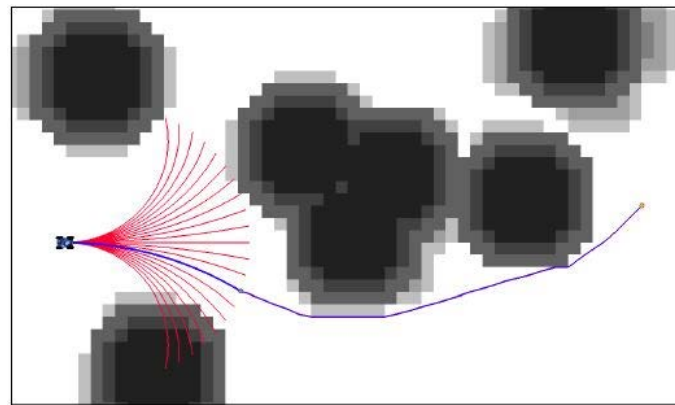


Figure 8.3 : Principe des méthodes basées sur la connectivité de l'espace navigable : (a) Graphes de visibilité [Lozano-prez and Wesley, 1979], (b) Diagrammes de Voronoï [Choset and Burdick, 2000]

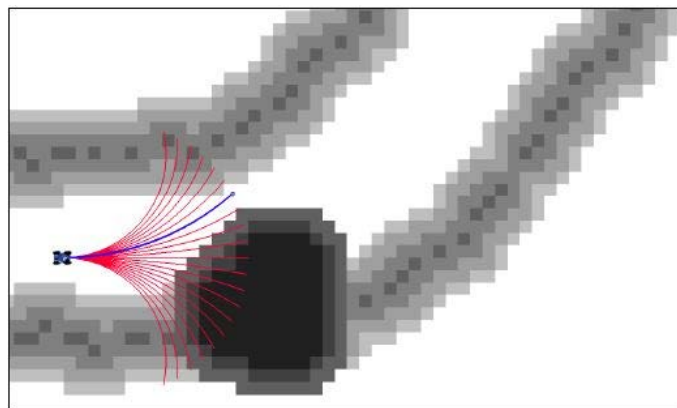
L'avantage de cette méthode est qu'elle tient compte de la dynamique du véhicule dans le calcul d'une solution. Avec les fenêtres dynamiques, un évitement d'obstacle robuste à vitesse élevée est possible. L'inconvénient de cette méthode est qu'elle est sensible aux minima locaux, car elle ne considère que la pose de l'objectif; il n'y a aucune information sur la connectivité de l'espace libre [Brock and Khatib, 1999].

8.2.5 Méthodes basées sur un modèle de prédiction

Ayant la configuration initiale et la configuration finale (souhaitée), les solutions les plus proches sont trouvées. Ensuite, une interpolation entre les solutions proches, puis une optimisation en-ligne sont faites pour trouver la meilleure solution sans nécessiter beaucoup de calcul. Le véhicule Boss de l'université de Carnegie Mellon, vainqueur du DARPA Urban challenge (2007) utilise cette approche [Siciliano et al., 2009].



(a)



(b)

Figure 8.4 : Principe de la méthode des champs de braquage constant : (a) Milieu non structuré, (b) Milieu structuré [Kolski et al., 2006]

Pour décrire la trajectoire entre la configuration initiale et la configuration finale, une interpolation polynomiale est faite [Resende and Nashashibi, 2010]. La figure 8.5 illustre un changement de voies à l'aide d'une interpolation polynomiale (5^{ème} ordre).

Généralement, cette méthode est couplée avec deux contrôleurs, longitudinal et latéral, MPC (Model Predictive Control) pour suivre approximativement la trajectoire de référence, représentée par une séquence d'états désirés sur un horizon de temps T [Siciliano et al., 2009].

L'avantage de cette méthode est qu'elle prend compte de la dynamique du véhicule. En outre, elle couple généralement les étapes de la planification et du contrôle, ce qui permet une bonne optimisation. Son inconvénient se situe au niveau du temps de calcul relativement grand pour une optimisation non linéaire.

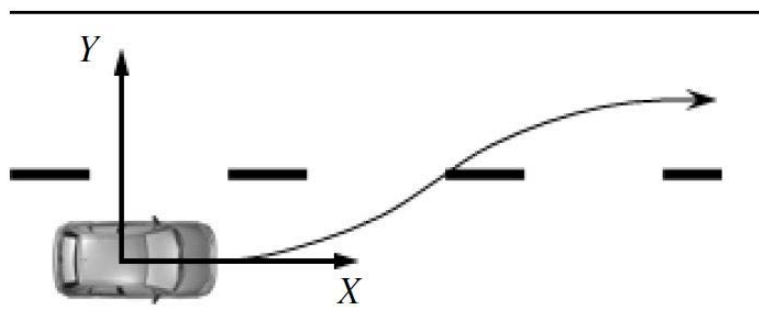


Figure 8.5 : Prédiction de trajectoire : interpolation polynomiale

8.2.6 Méthode des tentacules

Le principe de cette méthode consiste à utiliser un ensemble d'antennes virtuelles appelées « tentacules » dans une grille d'occupation égo-centrée liée au véhicule, et qui représente l'environnement proche du véhicule avec la position des obstacles (voir la figure 8.6).

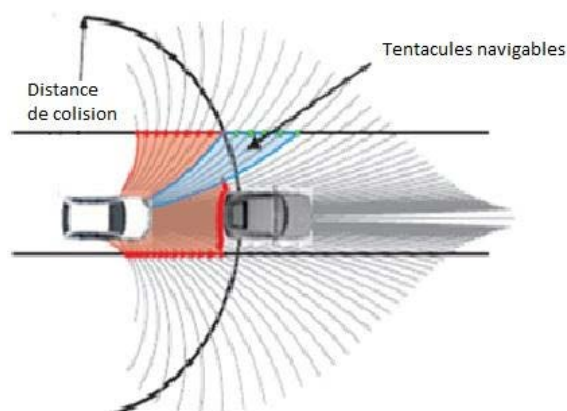


Figure 8.6 : Principe de la méthode des tentacules [Hundelshausen et al., 2008]

Une fois les trajectoires virtuelles créées, une évaluation de ces dernières est effectuée afin de choisir la meilleure selon un critère défini [Hundelshausen et al., 2008]. Le meilleur tentacule ou trajectoire de référence, sera exécuté par le véhicule à chaque pas de calcul.

Cette méthode présente l'avantage d'être très réactive, permettant d'éviter des collisions et de circuler dans un environnement incertain sans besoin d'une grande quantité d'informations a priori. En outre, elle n'accumule pas les données et utilise une carte locale égo-centrée, évitant ainsi le problème du SLAM (Simultaneous Localization and Mapping).

Par ailleurs, la méthode des tentacules est l'une des plus simples qui permette au véhicule de rouler en sécurité dans un environnement inconnu. Elle est aussi la plus rapide car il n'y a pas accumulation des données. En outre, elle permet une circulation sûre tout en étant capable de traverser des passages étroits [Hundelshausen et al., 2008]. Nous la décrirons plus en détails dans le paragraphe suivant.

8.3 Présentation de la méthode des tentacules

L'algorithme de base de la méthode des tentacules est donné par la figure 8.7. A

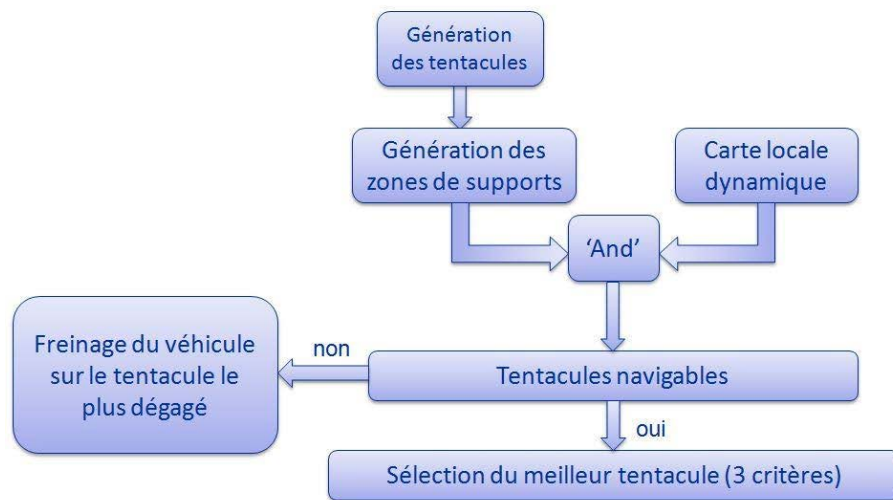


Figure 8.7 : Algorithme de navigation par la méthode des tentacules [Tang et al., 2013]

chaque pas de calcul (toutes les $100ms$), des tentacules en forme d'arcs de cercle sont générés. Une zone de support de chaque tentacule est générée permettant de s'assurer que le véhicule puisse circuler sur ce dernier en toute sécurité (sans risque de collision). Une fois les zones de supports générées, chaque tentacule est évalué à l'aide d'une carte locale dynamique afin d'éliminer tout tentacule non navigable. L'ensemble des tentacules dont la longueur, au premier obstacle, est supérieure à la distance de collision est appelé « tentacules navigables ». Après cette évaluation, si plusieurs tentacules sont navigables, le meilleur tentacule est choisi suivant trois (3) critères :

- le dégagement du tentacule (distance au premier obstacle) ;
- le changement de braquage ;
- et la trajectoire globale¹.

1. Itinéraire global déterminé à partir des informations d'une carte numérique et du système de localisation GPS (étape de planification globale).

La navigation par cette méthode peut se décomposer en trois étapes : la génération des tentacules, la détermination des tentacules navigables et le choix du meilleur tentacule.

8.3.1 Génération des tentacules

Tous les tentacules sont représentés dans le système de coordonnées locales du véhicule. Ils commencent au centre de gravité du véhicule et ont la forme d'arcs de cercle (dans la méthode de base [Hundelshausen et al., 2008]).

Dans la littérature plus récente, les tentacules sont générés suivant plusieurs formes : nous pouvons citer les tentacules parallèles à la route ([Chu et al., 2012]) et les clothoïdes ([Himmelsbach et al., 2011]).

8.3.1.1 Tentacules en forme d'arcs de cercles

Chaque arc représente la trajectoire correspondant à un angle de braquage donné. La figure 8.8 présente un exemple de tentacules sous forme d'arcs de cercles. Les grandes courbures ont de faibles vitesses et les faibles courbures ont de grandes vitesses. La longueur du tentacule dépend de la vitesse et de la courbure.

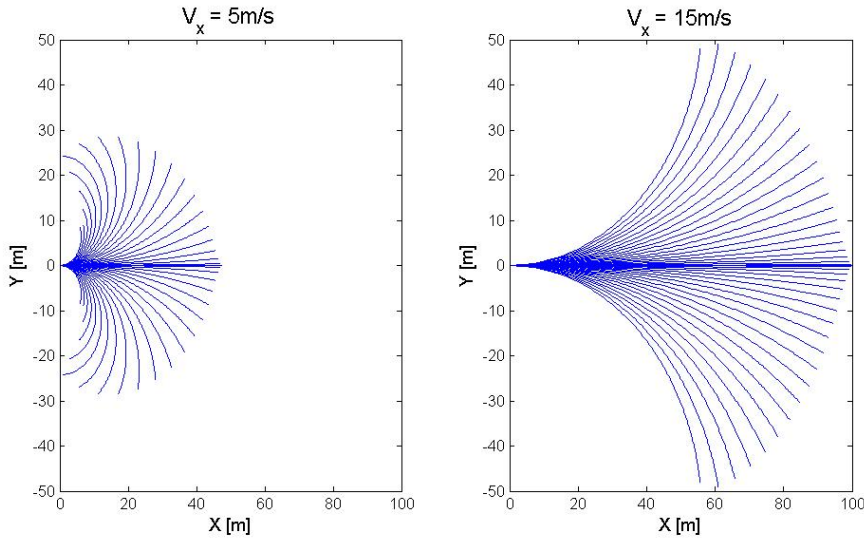


Figure 8.8 : Tentacule en forme d'arcs de cercles

Cette forme de tentacule est simple à mettre en œuvre. Elle n'est pas très appropriée pour la navigation car elle favorise les changements continus de courbure notamment, en présence d'obstacles. Aussi, elle nécessite une grande zone de support pour éviter une collision.

8.3.1.2 Tentacules parallèles à la route

Le principe consiste à générer une trajectoire lisse de la configuration initiale du véhicule vers la direction de la route globale.

Ici, le planificateur estime les trajectoires établies à partir d'un espace bidimensionnel de manoeuvres. La première dimension décrit la quantité de décalage latéral à ajouter à la trajectoire courante. Ce paramètre permet au véhicule d'aller à gauche et à droite, tout en restant sensiblement parallèle à la trajectoire de base de la route. La seconde dimension décrit la vitesse à laquelle le véhicule va tenter d'effectuer ce décalage latéral. La figure 8.9 présente un exemple de tentacules parallèles à la route.

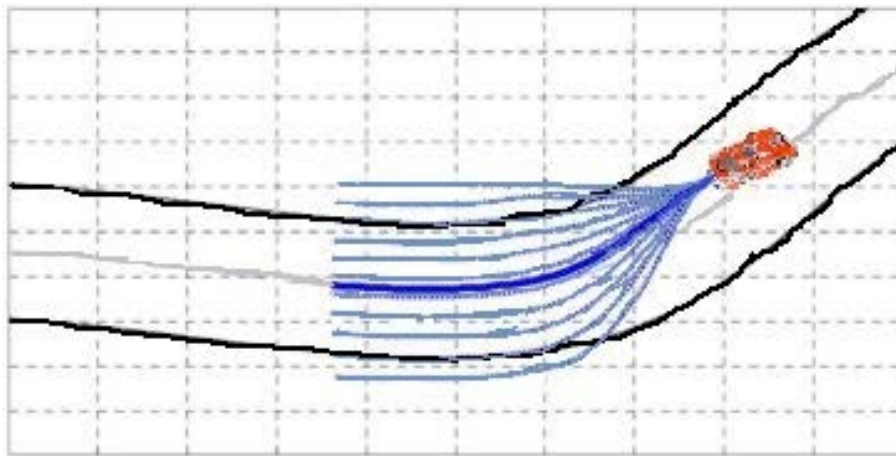


Figure 8.9 : Tentacules parallèles à la route [Chu et al., 2012]

Cette forme de tentacules est bien adaptée pour une conduite à grande vitesse. La forme de tentacule est toujours liée à la trajectoire de base. Elle se rapproche de la conduite réelle d'un humain qui vise généralement à se maintenir parallèlement à la route tout en faisant si nécessaire des décalages latéraux pour éviter les obstacles, effectuer des dépassements, etc. Le véhicule de l'université de Hanyang (Seoul), gagnant des « Autonomous Vehicle Competitions (AVC) » 2010, 2012 et 2013, organisées par Hyundai-Kia en Corée utilise cette forme de tentacules [Chu et al., 2012].

Cette forme de tentacules ne peut pas être utilisée dans un environnement non structuré ou inconnu car l'information de la courbure de la route est nécessaire pour générer les trajectoires à l'aide de cette approche.

8.3.1.3 Tentacules en forme de clothoïdes

Une clothoïde est une courbe dont la courbure ρ varie linéairement en fonction de l'abscisse curviligne l :

$$\rho = \frac{2}{k^2}l \quad (8.1)$$

où ρ est la courbure de la clothoïde, l son abscisse curviligne et k une constante.

Ce type de tentacules considère l'angle de braquage initial du véhicule durant la génération de trajectoire. C'est une méthode plus proche de la réalité.

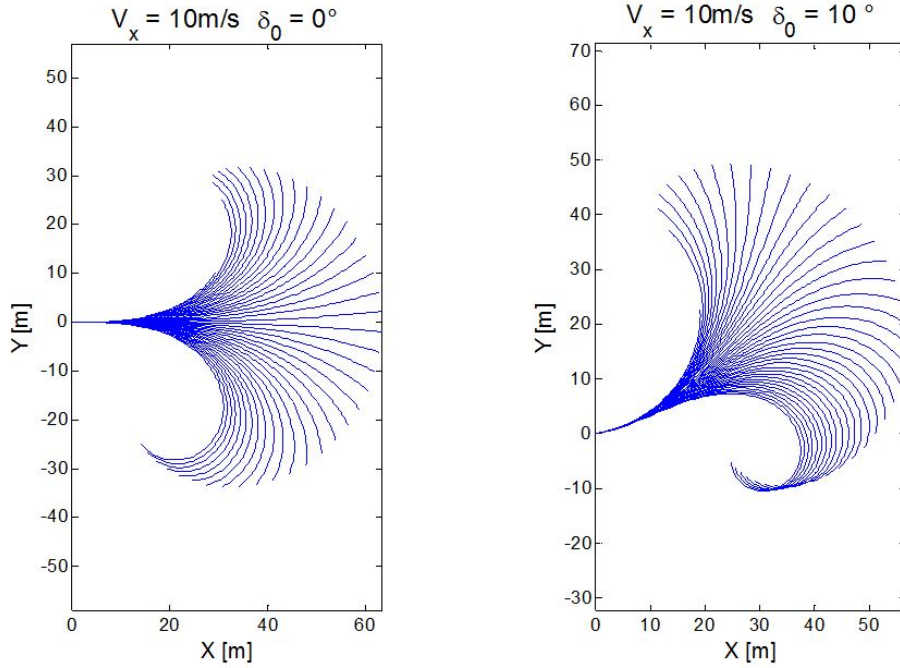


Figure 8.10 : Tentacules en forme de clothoïdes [Chebly et al., 2014]

La forme de tentacule est naturellement plus complexe, mais elle est plus cohérente avec la trajectoire réelle de véhicule. Elle est donc plus exigeante en temps de calcul [Himmelsbach et al., 2011]. La figure 8.10 présente un exemple de tentacules clothoïdes à la route.

8.3.2 Détermination des tentacules navigables

Une fois les tentacules générés, une zone de support de chaque tentacule est déterminée. La zone de support est une zone autour du tentacule prenant en compte la longueur du véhicule et une distance de sécurité permettant de vérifier si le véhicule peut circuler sur le tentacule sans risque de collision. Elle est caractérisée par la distance d_{zs} : distance de la zone de support.

Après génération des zones de support, chaque tentacule est évalué en effectuant une correspondance entre la zone de support de ce dernier et la carte locale (obtenue par la fusion des informations de la perception et la localisation). Cette évolution permet de vérifier si le tentacule est navigable ou non. Si le tentacule peut être parcouru jusqu'à la distance de collision, il est qualifié de « tentacule navigable ».

8.3.3 Choix du meilleur tentacule

Pour décider du "meilleur" tentacule, tous les tentacules navigables sont évalués. Dans l'algorithme de base, trois valeurs sont calculées et combinées de manière linéaire pour choisir le tentacule optimal [Hundelshausen et al., 2008] :

- le premier critère V_{libre} permet d'évaluer si le tentacule est libre d'obstacle ;
- le deuxième critère V_{lisse} permet d'évaluer si le braquage est lisse (ou brusque) pour suivre le tentacule. Ce paramètre se calcule à partir du braquage courant ;
- le troisième critère $V_{trajectoire}$ permet d'évaluer si le tentacule se rapproche de la trajectoire globale.

Ces trois critères permettent ainsi d'éviter les obstacles, d'avoir une conduite confortable tout en suivant la trajectoire globale. Une fois ces critères estimés, ils sont combinés avec pondération de la manière suivante :

$$V_{tentacule} = a_1 V_{libre} + a_2 V_{lisse} + a_3 V_{trajectoire}$$

où a_1 , a_2 et a_3 sont des constantes.

La combinaison de ces critères fait apparaître le problème de pondération qui devient très difficile et délicat car dépendant du contexte de conduite. Les coefficients de pondération sont nécessairement modifiés selon le contexte. Pour éviter ce changement des coefficients dans des environnements de conduite différents, [Yu et al., 2012] propose une méthode.

8.4 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté les principales approches de planification de trajectoires appliquées aux véhicules intelligents. De cette étude, il ressort que les approches de planification telles que la méthode des tentacules est l'un des axes majeurs dans ce domaine de recherche.

Nous avons décrit plus en détails la navigation par la méthode des tentacules, qui est l'approche choisie dans nos travaux pour l'étape de planification locale des trajectoires. Cette méthode est très réactive et permet une conduite en milieu structuré ou non structuré.

Dans le prochain chapitre, nous présenterons les algorithmes de planification de trajectoires réalisés durant cette thèse, basés sur cette approche. Ensuite, nous présenterons les résultats obtenus au chapitre 10.

Chapitre 9

Algorithmes de navigation développés

Sommaire

9.1	Introduction	119
9.2	Algorithme avec les tentacules en forme d’arcs de cercles	120
9.3	Algorithme avec les tentacules en forme de clothoïdes .	127
9.4	Conclusion	131

9.1 Introduction

Le développement d’une application de conduite autonome requiert des technologies de perception, localisation, planification de trajectoire et du contrôle. Après l’étape de perception/localisation, il faut planifier et choisir la trajectoire que devra suivre le véhicule autonome, de façon à éviter les obstacles et suivre une trajectoire globale de référence.

Dans le précédent chapitre, nous avons présenté les principales méthodes de planification des trajectoires pour la navigation des véhicules autonomes. De cette étude, il ressort que les approches “réactives”, telles que la méthode des tentacules, représentent une piste prometteuse dans ce domaine. Nous présenterons nos principales propositions pour améliorer cette méthode. Nous détaillerons, dans le premier paragraphe, l’algorithme développé utilisant des tentacules en forme d’arcs de cercles. Ensuite, nous présenterons l’algorithme utilisant des tentacules en forme de clothoïdes. Les résultats obtenus seront présentés au prochain chapitre.

9.2 Algorithme avec les tentacules en forme d'arcs de cercles

9.2.1 Motivations et description de l'algorithme

L'évaluation de l'algorithme de base [Hundelshausen et al., 2008] dans les conditions de conduite normale a montré que d'un pas de calcul à l'autre, le braquage ne change pas significativement ; ce sont donc les tentacules lisses qui sont généralement choisis (sauf en cas d'obstacle frontal ou de changement brusque de courbure). Afin d'éviter l'évaluation de l'ensemble des tentacules et de réduire l'amplitude des discontinuités sur la courbure, nous avons proposé une évaluation en deux étapes décrite par la figure 9.1 [Tang et al., 2013].

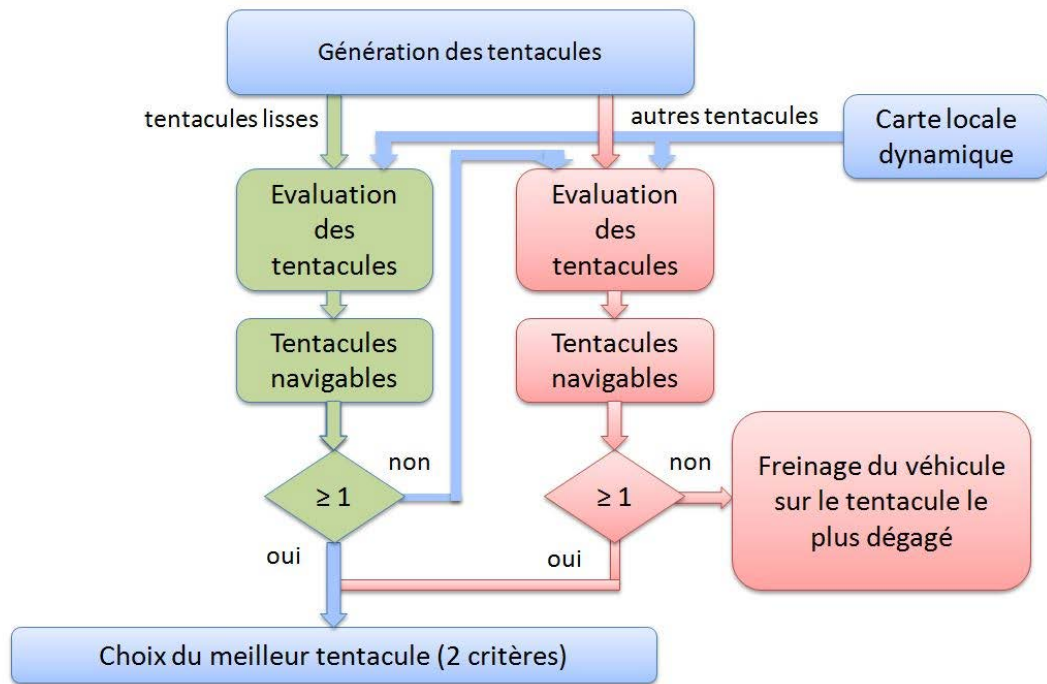


Figure 9.1 : Algorithme avec les tentacules en forme d'arcs de cercles

Dans un premier temps, nous générons les tentacules répartis en deux groupes : les tentacules lisses et les autres tentacules. Un tentacule lisse est un tentacule dont l'exécution ne nécessite pas un changement important de l'angle de braquage courant : $|\delta_{tentacle} - \delta_0| < \delta_{lisse}$. La figure 9.2 présente un exemple de génération de tentacules. Les tentacules colorés en rouge représentent les tentacules lisses. Cela signifie que si le véhicule choisit de suivre l'un de ces tentacules, les variations de l'angle de braquage que le véhicule devra effectuer seront faibles.

Dans un deuxième temps, nous évaluons les tentacules lisses. L'évaluation consiste

à générer les zones de support, et à déterminer les tentacules navigables à l'aide de la carte dynamique locale.

Dans le cas où nous trouvons quelques tentacules navigables dans les tentacules lisses, nous continuons en évaluant dans un troisième temps les critères (le dégagement du tentacule et le rapprochement de la trajectoire globale) pour choisir le meilleur tentacule. Dans le cas où il n'y a pas de tentacule navigable, nous revenons à l'étape de génération des zones des tentacules non lisses. Si aucun tentacule est navigable, le véhicule sera freiné sur le tentacule le plus dégagé.

Cette stratégie a un double avantage : elle permet de gagner en temps de calcul et elle fournit un braquage plus lisse. Elle permet en outre d'éliminer l'un des trois critères permettant de choisir le meilleur tentacule, simplifiant ainsi le réglage des coefficients de pondération.

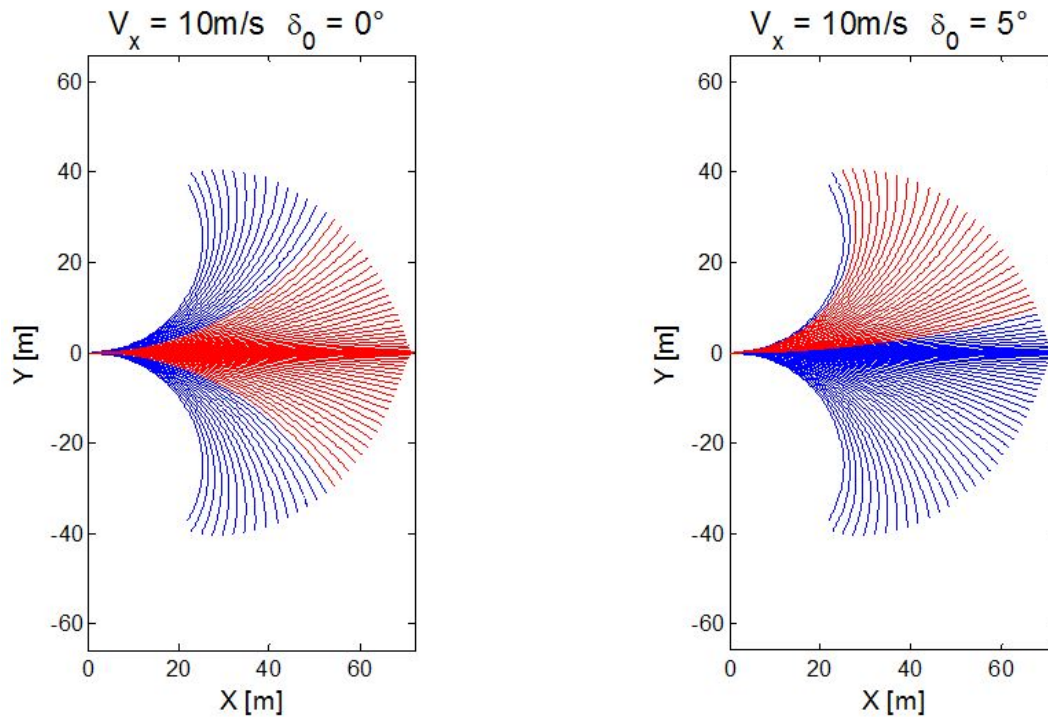


Figure 9.2 : Tentacules lisses

9.2.2 Génération des tentacules

Tous les tentacules sont représentés dans le système de coordonnées locales du véhicule. Ils commencent au centre de gravité du véhicule et ont la forme d'arcs-de-cercles. Les différentes étapes décrivant la méthodologie de génération des tentacules en forme d'arcs de cercle sont résumées par la figure 9.3 [Tang et al., 2013].

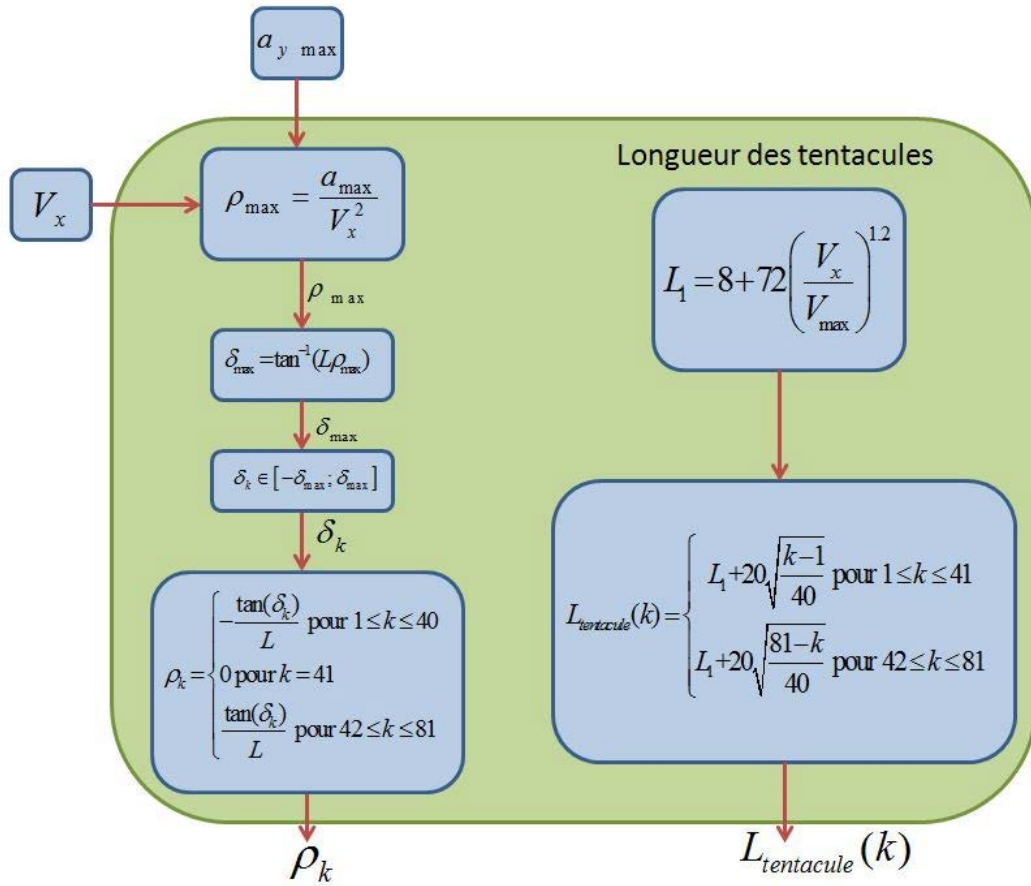


Figure 9.3 : Etapes de la génération des tentacules en forme d'arcs-de-cercles

A partir de la vitesse du véhicule V_x , nous pouvons calculer la courbure maximale ρ_{max} que le véhicule peut exécuter en admettant une accélération latérale maximale $a_{y_{max}}$ pour maintenir la stabilité du véhicule :

$$\rho_{max} = \frac{a_{max}}{V_x^2} \quad (9.1)$$

De cette courbure maximale, nous déduisons l'angle de braquage maximal δ_{max} correspondant :

$$\delta_{max} = \tan^{-1}(L\rho_{max}) \quad (9.2)$$

avec L la longueur du véhicule.

Ainsi, la courbure de chaque tentacule ρ_k est donnée par :

$$\rho_k = \begin{cases} -\frac{\tan(\delta_k)}{L} & \text{pour } 1 \leq k \leq 40 \\ 0 & \text{pour } k = 41 \\ \frac{\tan(\delta_k)}{L} & \text{pour } 42 \leq k \leq 81 \end{cases} \quad (9.3)$$

Le choix de ce nombre de tentacules (81) est fait de manière empirique [Hundelshausen et al., 2008]. Chaque courbure représente la trajectoire correspondant à un angle de braquage donné avec $\delta_k \in [-\delta_{\max}; \delta_{\max}]$.

Une fois les 81 courbures générées, la longueur de chaque courbure est déterminée par :

$$L_{tentacule}(k) = \begin{cases} L_1 + 20\sqrt{\frac{k-1}{40}} & \text{pour } 1 \leq k \leq 41 \\ L_1 + 20\sqrt{\frac{81-k}{40}} & \text{pour } 42 \leq k \leq 81 \end{cases} \quad (9.4)$$

avec

$$L_1 = 8 + 72 \left(\frac{V_x}{V_{\max}} \right)^{1.2}. \quad (9.5)$$

Cette longueur est déterminée de manière empirique [Hundelshausen et al., 2008], avec V_{\max} la vitesse maximale autorisée.

Ainsi, chaque tentacule est caractérisé par sa courbure et sa longueur qui dépendent de la vitesse du véhicule.

9.2.3 Détermination des tentacules navigables

Pour déterminer si un tentacule est navigable, une zone dite de support est générée autour du tentacule, ensuite une évaluation est faite pour vérifier si le tentacule peut être parcouru jusqu'à la distance de collision d_c (distance nécessaire au véhicule pour s'arrêter).

9.2.3.1 Zone de support

La zone de support (voir la figure 9.4) est une zone autour du tentacule prenant en compte la largeur du véhicule et une distance de sécurité permettant de vérifier si le véhicule peut circuler sur le tentacule sans risque de collision. Elle est caractérisée par la distance d_{zs} : distance de la zone de support. Pour notre système, la valeur de d_{zs} a été empiriquement spécifiée pour chaque consigne de vitesse V_x par [Hundelshausen et al., 2008] :

$$d_{zs} = \begin{cases} 1.4 + 0.2\frac{V_x}{3} & \text{pour } V_x < 3m/s \\ 1.6 + 0.6\frac{V_x-3}{15} & \text{pour } 3m/s < V_x < 15m/s \end{cases} \quad (9.6)$$

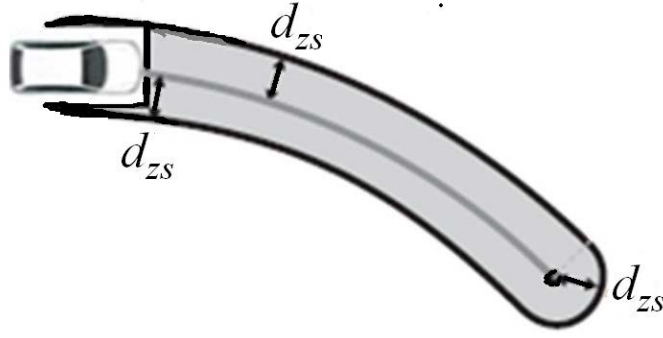


Figure 9.4 : Zone de support

9.2.3.2 Distance de collision

La distance de collision d_c est la distance nécessaire au véhicule pour s'arrêter partant d'une vitesse initiale V_x avec une décélération longitudinale maximale $a_{xc_{max}}$ respectant le confort des passagers. Elle est calculée par :

$$d_c = \frac{V_x^2}{2a_{xc_{max}}} \quad (9.7)$$

où $a_{xc_{max}}$ est la décélération longitudinale maximale du véhicule, dans notre implémentation $a_{xc_{max}} = 1,5m/s^2$.

Après génération des zones de support, chaque tentacule est évalué en effectuant une correspondance entre la zone de support de ce dernier et la carte locale. Cette évaluation permet de vérifier si le tentacule est navigable ou non. Si le tentacule peut être parcouru jusqu'à la distance de collision d_c sans risque de collision, il est qualifié de « tentacule navigable ».

9.2.4 Choix du meilleur tentacule

Après évaluation, si plusieurs tentacules sont navigables, le meilleur tentacule est choisi selon deux critères :

- le dégagement du tentacule (V_{libre}) ;
- le rapprochement de la trajectoire globale de référence ($V_{trajectoire}$).

Ces deux critères permettent ainsi d'éviter les obstacles tout en suivant la trajectoire globale de référence. Pour chaque tentacule navigable, ces deux critères sont calculés. Afin de rendre ces valeurs comparables, elles sont normalisées dans l'intervalle $[0, 1]$. Ces valeurs seront ensuite linéairement combinées en une seule fonction qui permettra de choisir le meilleur tentacule :

$$V_{tentacule} = a_1 V_{libre} + a_3 V_{trajectoire} \quad (9.8)$$

où a_1 et a_3 sont les coefficients de pondération.

Bien que dans notre algorithme nous utilisons uniquement deux critères (V_{libre} et $V_{trajectoire}$), nous présenterons les trois critères de la méthode de base. En effet, durant la validation, nous calculerons le troisième critère pour montrer qu'il est assuré.

9.2.4.1 Critère 1 : dégagement du tentacule

Le premier critère V_{libre} permet d'évaluer si le tentacule est libre d'obstacle. Il exprime la distance que le véhicule pourrait parcourir le long du tentacule avant de heurter un obstacle. Pour calculer la valeur de ce critère, on détermine au préalable la distance entre le véhicule et le premier obstacle trouvé sur le tentacule L_0 .

$$V_{libre}(L_0) = \begin{cases} 0 & \text{quand le tentacule est entièrement libre} \\ 2 - \frac{2}{1+e^{-c_{libre}L_0}} & \text{autrement} \end{cases} \quad (9.9)$$

c_{libre} est une constante. V_{libre} a une valeur nulle si le tentacule est entièrement libre d'obstacles, sinon elle a une valeur qui augmente quand la distance au premier obstacle L_0 diminue. La figure 9.5 présente la fonction $V_{libre} = f(L_0)$ utilisée dans notre algorithme.

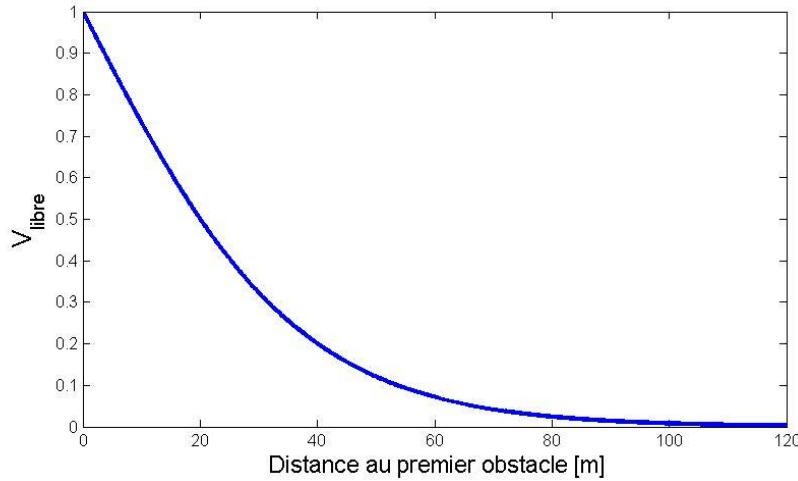


Figure 9.5 : fonction $V_{libre} = f(L_0)$

Remarque : il est important de souligner que pour tout tentacule navigable, $L_o \geq d_c$.

9.2.4.2 Critère 2 : changement de braquage

Le deuxième critère V_{lisse} permet d'évaluer si le braquage est lisse. Ce critère se calcule à partir du braquage courant δ_0 , du braquage final du tentacule δ_k ainsi que

du braquage maximal δ_{\max} (pour normalisation) :

$$V_{\text{lisser}} = \frac{|\delta_k - \delta_0|}{2\delta_{\max}} \quad (9.10)$$

9.2.4.3 Critère 3 : rapprochement de la trajectoire globale

Le troisième critère $V_{\text{trajectoire}}$ permet d'évaluer si le tentacule se rapproche de la trajectoire globale. La valeur du critère $V_{\text{trajectoire}}$ permet de forcer le véhicule à s'approcher de la trajectoire de référence globale, définie par exemple par les points de cheminement GPS. La méthode la plus simple pour estimer $V_{\text{trajectoire}}$ est de considérer un seul point sur le tentacule et un point correspondant sur la trajectoire globale de référence. Seront calculés l'angle des tangentes a et la distance b de ces deux points, comme le montre la figure 9.6.

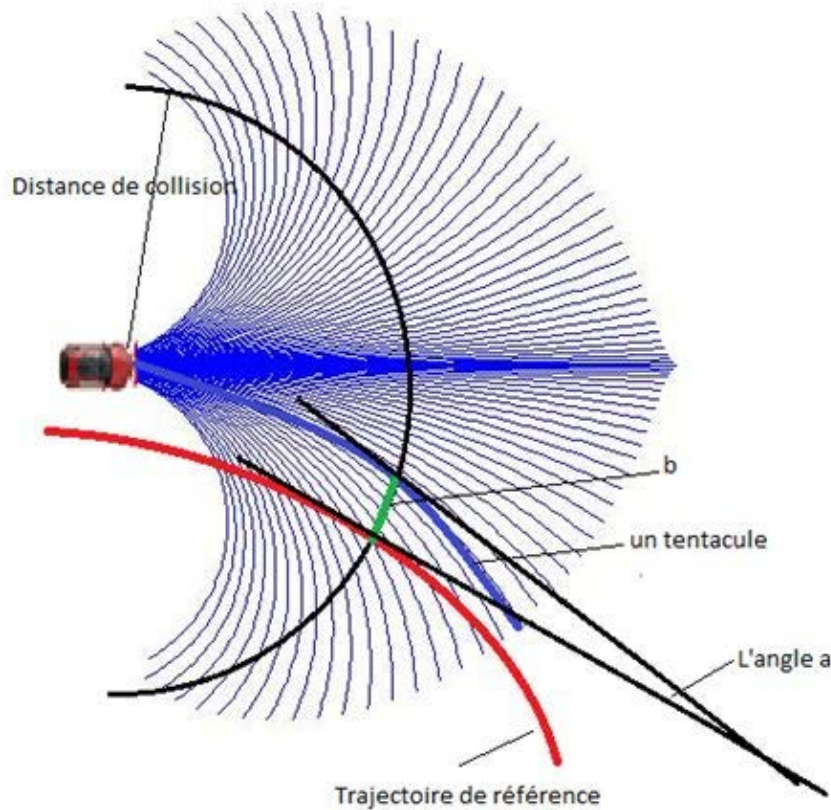


Figure 9.6 : Détermination des paramètres de $V_{\text{trajectoire}}$

Pour chaque tentacule, une fonction V_{dist} est calculée comme suit :

$$V_{\text{dist}} = b + c_a a \quad (9.11)$$

avec $c_a = 3.0m/rad$ une constante [Hundelshausen et al., 2008].

V_{dist} représente une combinaison entre la distance et l'orientation du tentacule par rapport à la trajectoire globale de référence.

$$V_{trajectoire} = \frac{V_{dist} - V_{min}}{V_{max} - V_{min}} \quad (9.12)$$

où V_{max} et V_{min} sont respectivement les valeurs maximale et minimale de V_{dist} sur l'ensemble des tentacules navigables. $V_{trajectoire}$ est alors la valeur normalisée de V_{dist} .

9.3 Algorithme avec les tentacules en forme de clothoïdes

9.3.1 Motivations et génération des tentacules

9.3.1.1 Motivations

L'approche de génération des tentacules en forme d'arcs de cercles souffre de plusieurs inconvénients :

- Le véhicule exécute des courbures discontinues en forme d'arcs de cercles. Le comportement du véhicule est ainsi réduit à un modèle cinématique (géométrique), l'aspect dynamique n'est pas considéré. Une telle approche n'est pas adaptée à une conduite à grande vitesse où les effets dynamiques ne peuvent plus être négligés (notamment la dynamique de la dérive).
- De plus, les tentacules en forme d'arcs de cercles sont générés de manière géométrique sans tenir compte de l'état initial du véhicule ; notamment le braquage courant. La conséquence est que plusieurs tentacules générés peuvent être inexécutables. En effet, l'exécution de ces tentacules pouvant entraîner une perte de stabilité du véhicule (effet constaté en cas d'obstacle frontal ou lors d'un virage).
- Enfin, la courbure exécutée étant discontinue, les braquages changent brusquement, entraînant une conduite non confortable. Bien que l'un des critères de choix du meilleur tentacule permette d'éviter les changements brusques de braquage, cela ne résout pas le problème de continuité de la courbure.

Avec l'approche des tentacules en forme de clothoïdes, la génération de trajectoires tient compte de la configuration initiale du véhicule et fournit une courbure continue. Les clothoïdes permettent d'avoir un comportement plus réaliste du véhicule, qui se rapproche du comportement réel de la navigation sur les routes.

9.3.1.2 Génération des tentacules

Une clothoïde est une courbe dont la courbure ρ varie linéairement en fonction de l'abscisse curviligne l :

$$\rho = \frac{2}{k^2}l \quad (9.13)$$

où ρ est la courbure de la clothoïde, l son abscisse curviligne et k une constante.

Pour générer les tentacules sous forme de clothoïde, il faut connaître plusieurs paramètres : la courbure initiale de la clothoïde ρ_0 , le taux de variation de la courbure par rapport à la longueur de la clothoïde $\frac{\Delta\rho}{\Delta l}$, la longueur totale de la clothoïde $L_{tentacule}$, ainsi que les coordonnées du point initial de la clothoïde (x_0, y_0, ϕ_0) . ϕ_0 est l'angle de la tangente au point initial de la courbure. L'expression des coordonnées cartésiennes de tout point de la clothoïde est donnée par :

$$\begin{aligned} x &= \int t \cos\left(\frac{\Delta\rho}{\Delta l} i^2 \frac{t^2}{2} + \rho_0 t.i + \phi_0\right) dt \\ y &= \int t \sin\left(\frac{\Delta\rho}{\Delta l} i^2 \frac{t^2}{2} + \rho_0 t.i + \phi_0\right) dt \end{aligned} \quad (9.14)$$

Etant donné que les tentacules sont générés dans le repère égo-centré au centre de gravité du véhicule, les coordonnées du point initial de la clothoïde x_0, y_0 et ϕ_0 sont nuls. Par conséquent, on pourra tracer la clothoïde en précisant juste la courbure initiale ρ_0 , la variation de courbure en fonction de la longueur $\frac{\Delta\rho}{\Delta l}$ et la longueur totale de la clothoïde $L_{tentacule}$.

La longueur de chaque tentacule $L_{tentacule}$ a été calculée empiriquement, par la formule suivante :

$$L_{tentacule} = 7V_x - 5 \text{ pour } V_x > \frac{5}{7} m/s. \quad (9.15)$$

où V_x la vitesse longitudinale courante du véhicule.

La longueur des tentacules est une fonction croissante de la vitesse. Dans cet algorithme, pour une vitesse donnée, l'ensemble des tentacules ont une longueur fixe, contrairement à l'approche par arcs-de-cercles.

La courbure initiale ρ_0 est une variable connue. Elle est une image de l'angle de braquage courant du véhicule δ_0 . Il reste donc à déterminer la variation de la courbure en fonction de la longueur $\frac{\Delta\rho}{\Delta l}$ pour chaque tentacule, pour pouvoir tracer l'ensemble des tentacules. C'est une étape très importante car elle permet de donner la forme de chaque clothoïde.

La variation de la courbure $\frac{\Delta\rho}{\Delta l}$ de chaque tentacule est déterminée de manière à garantir une conduite confortable (conduite dans la zone linéaire, évitant tout instabilité et saturation des forces latérales). Pour ce faire, il faut déterminer la courbure maximale admissible que pourra exécuter le véhicule ρ_{\max} . Cette courbure est définie par :

$$\rho_{\max} = \frac{a_{y_{\max}}}{V_x^2} \quad (9.16)$$

où $a_{y_{\max}}$ est l'accélération latérale maximale admissible du véhicule.

En admettant que les courbures maximales admissibles ($-\rho_{\max}$ et $+\rho_{\max}$) sont atteintes à la moitié de la distance de collision du véhicule $d_c/2$, les variations de

courbure $\frac{\Delta\rho}{\Delta\ell}$ des deux tentacules extrêmes sont calculées à partir les expressions suivantes :

$$\rho_{\max} = \rho_0 + \left(\frac{\Delta\rho}{\Delta\ell}\right)_{\max} \times d_c/2 \text{ et } -\rho_{\max} = \rho_0 + \left(\frac{\Delta\rho}{\Delta\ell}\right)_{\min} \times d_c/2 \quad (9.17)$$

où ρ_0 est la courbure initiale du tentacule, ρ_{\max} est la courbure maximale que le véhicule peut exécuter (prise à la moitié de la distance de collision d_c).

Les variations de courbure $\frac{\Delta\rho}{\Delta\ell}$ des deux tentacules extrêmes sont donc :

$$\left(\frac{\Delta\rho}{\Delta\ell}\right)_{\min} = \frac{-\rho_{\max} - \rho_0}{d_c/2} \text{ et } \left(\frac{\Delta\rho}{\Delta\ell}\right)_{\max} = \frac{\rho_{\max} - \rho_0}{d_c/2} \quad (9.18)$$

Pour les autres tentacules, un échantillonnage de $\frac{\Delta\rho}{\Delta\ell}$ dans l'intervalle

$$\left[\left(\frac{\Delta\rho}{\Delta\ell}\right)_{\min}, \left(\frac{\Delta\rho}{\Delta\ell}\right)_{\max} \right]$$

est fait de manière que le nombre d'échantillons soit égal au nombre total de tentacules (nous avons utilisé 41 tentacules).

En définitive, chaque tentacule aura une courbure variant de ρ_0 à ρ_{finale_i} , avec ρ_{finale_i} la courbure finale de chaque tentacule. Cette courbure finale est calculée par :

$$\rho_{finale_i} = \rho_0 + \left(\frac{\Delta\rho}{\Delta\ell}\right)_i \times L_{tentacule} \quad (9.19)$$

Les différentes étapes décrivant la méthodologie de génération des tentacules en forme de clothoïdes sont résumées par la figure 9.7 [Chebly et al., 2014].

La figure 9.8 présente les tentacules en forme de clothoïdes générés pour des vitesses de 5m/s et de 10m/s pour des angles de braquage initiaux de 0, 5° et 10°.

9.3.2 Description de l'algorithme

L'algorithme utilisant les tentacules sous forme de clothoïdes est décrit par la figure 9.9. C'est l'algorithme de base de la méthode des tentacules [Hundelshausen et al., 2008] avec la différence au niveau de la forme des tentacules : au lieu d'avoir des tentacules en forme d'arcs de cercles, nous avons utilisé des tentacules en forme de clothoïdes. 41 tentacules sont générés à chaque pas de calcul et sont évalués. Une fois les tentacules navigables déterminés, le choix du meilleur tentacule est effectué en se basant sur trois critères, comme dans l'algorithme de base des tentacules sous forme d'arcs-de-cercles [Hundelshausen et al., 2008].

Si aucun tentacule n'est navigable, le véhicule choisit de freiner sur le tentacule le plus dégagé.

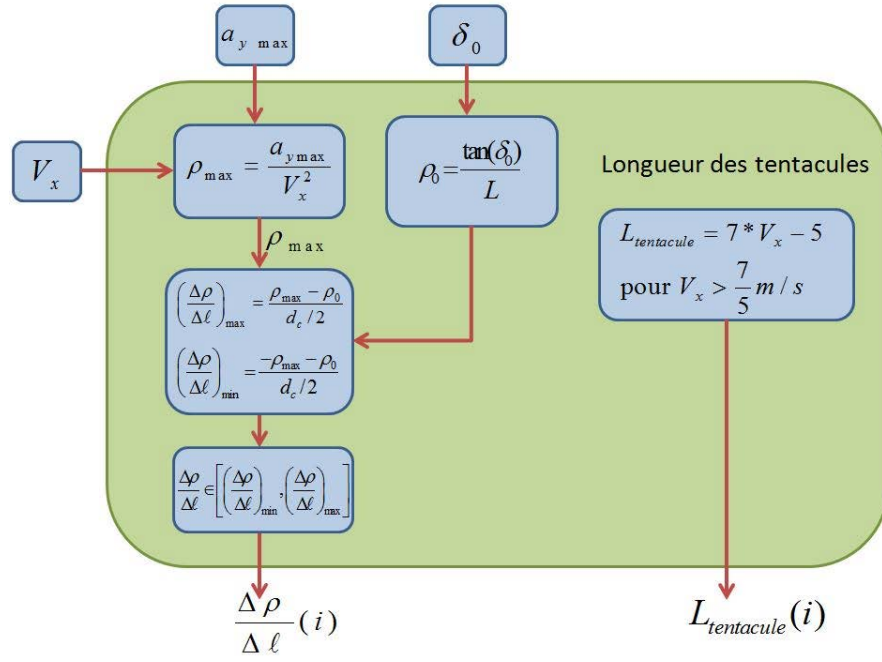


Figure 9.7 : Etapes de la génération des tentacules en forme de clothoïdes

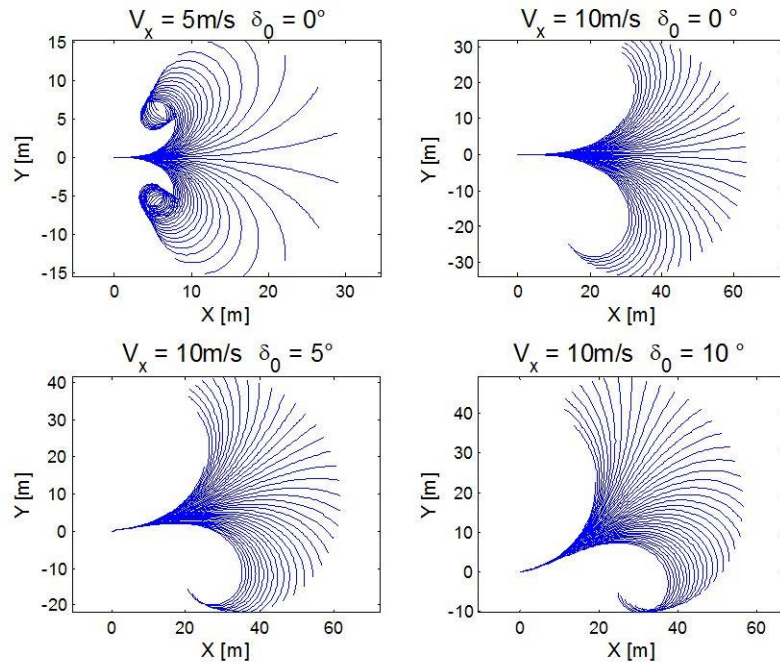


Figure 9.8 : Tentacules en forme de clothoïdes

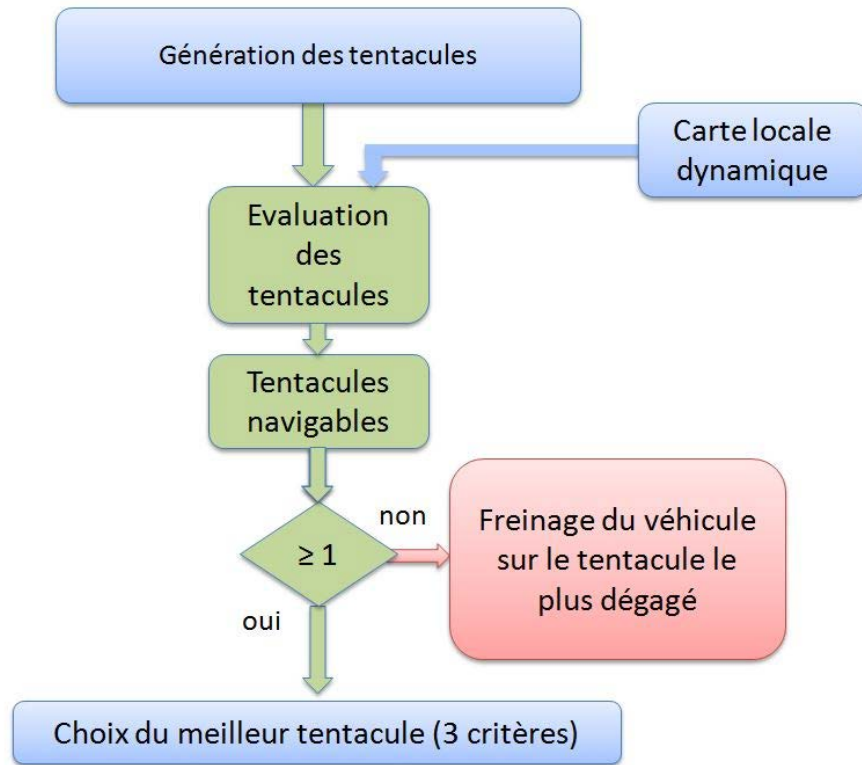


Figure 9.9 : Algorithme de la planification des trajectoires par la méthode des tentacules en forme de clothoïdes

9.4 Conclusion

Dans le présent chapitre, nous avons présenté successivement deux algorithmes de navigation développés durant ces travaux de recherche ; le premier génère des tentacules en forme d'arcs-de-cercles, et le second des tentacules en forme de clothoïdes.

Le premier algorithme utilise le principe de braquage lisse pour répartir les tentacules en deux classes avant toute évaluation. Il permet ainsi de gagner en temps de calcul tout en facilitant la décision, il n'utilise que deux critères pour le choix du meilleur tentacule.

Le second algorithme permet une prise en compte plus importante des aspects dynamiques du véhicule en fournissant une courbure continue et en générant les tentacules en tenant compte de l'état courant du véhicule (angle de braquage). Cette approche un peu plus complexe nécessite plus de temps de calcul.

Dans le prochain chapitre, nous montrerons les résultats obtenus avec chacun de ces deux algorithmes. Une étude comparative sera effectuée afin d'évaluer les avantages de chaque stratégie pour la planification de trajectoire des véhicules autonomes.

Chapitre 10

Validation des algorithmes de planification de trajectoires développés

Sommaire

10.1 Introduction	133
10.2 Validation en simulation	133
10.3 Evaluation des algorithmes utilisant des données réelles	142
10.4 Conclusion	147

10.1 Introduction

Dans le chapitre 9, nous avons présenté les différents algorithmes de planification de trajectoire développés dans nos travaux. Dans ce chapitre, nous présenterons la validation de ces différentes stratégies de navigation. Tout d'abord, nous présenterons les résultats obtenus par simulation. Ensuite, une évaluation sur table des algorithmes développés est faite en utilisant des données réelles. Enfin, nous soulignerons les travaux qu'il reste à faire (perspectives).

10.2 Validation en simulation

La validation en simulation se déroule en deux étapes : 1) effectuer une évaluation du fonctionnement de l'algorithme sous Matlab/Simulink ; 2) implanter les algorithmes dans le simulateur de conduite SCANeR Studio.

10.2.1 Simulation sous Matlab/Simulink

Cette étape de validation permet de vérifier le fonctionnement des algorithmes. Une simulation sous Matlab utilisant un modèle cinématique du véhicule a été effectuée.

Ainsi, le véhicule suit la trajectoire qui a été choisie, tout effet dynamique du véhicule étant négligé. Le schéma de la validation est donné par la figure 10.1.

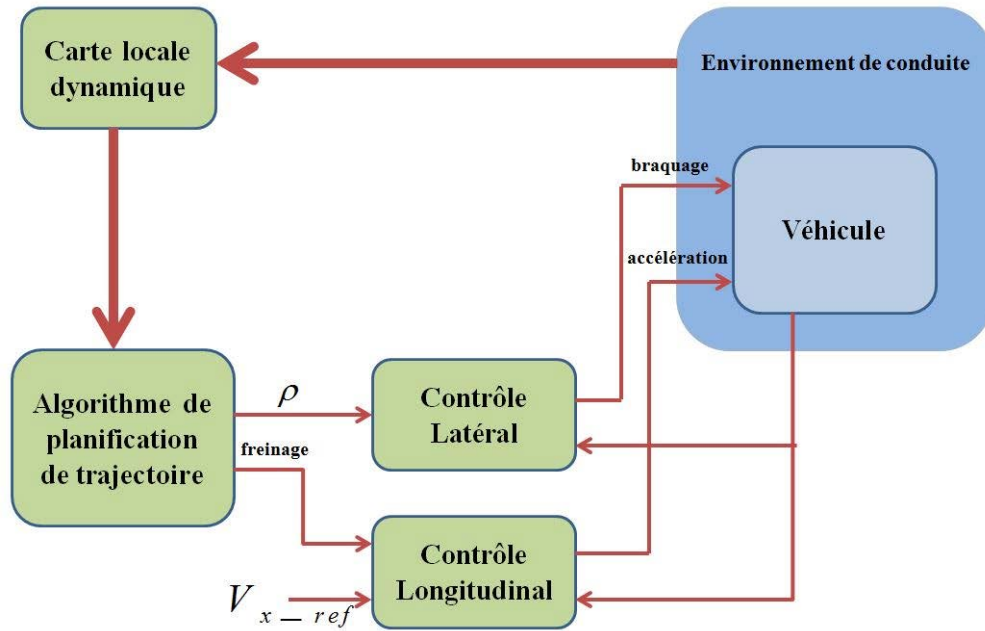


Figure 10.1 : Schéma de validation des algorithmes sous Matlab

Le bloc “Environnement de conduite” est constitué du véhicule, de la route et des différents obstacles. Le déplacement du véhicule dans cet environnement est réalisé par le braquage et l’accélération longitudinale. Un modèle cinématique du véhicule a été utilisé pour des raisons de simplification, car le but de cette étape est de valider le bon fonctionnement des algorithmes de planification de trajectoire.

A chaque itération (toutes les $100ms$), une carte locale du véhicule est calculée à partir de la position du véhicule dans la carte globale. Ensuite, l’algorithme de planification des trajectoires détermine la trajectoire qui sera exécutée par le véhicule ainsi que la consigne de freinage. Le contrôleur latéral assure l’exécution de la trajectoire choisie. Le bloc “contrôle longitudinal” permet de suivre le profil de vitesse de référence en cas d’absence de consigne de freinage de l’algorithme de navigation.

La figure 10.2 présente le scénario de validation. Cette carte globale inclue la présence d’obstacles sur le trajet, permettant de vérifier le comportement des algorithmes lors des manœuvres de dépassement et d’évitement d’obstacles.

10.2.1.1 Algorithme avec tentacules en arcs de cercles

L’algorithme a été testé avec les coefficients de pondération $a_1 = 1$, $a_3 = 0.5$ (voir chapitre 9). La figure 10.3 est extraite d’une vidéo montrant le comportement de l’algorithme utilisant les tentacules en arcs de cercles lors d’une manœuvre d’évitement d’obstacle. Elle présente :

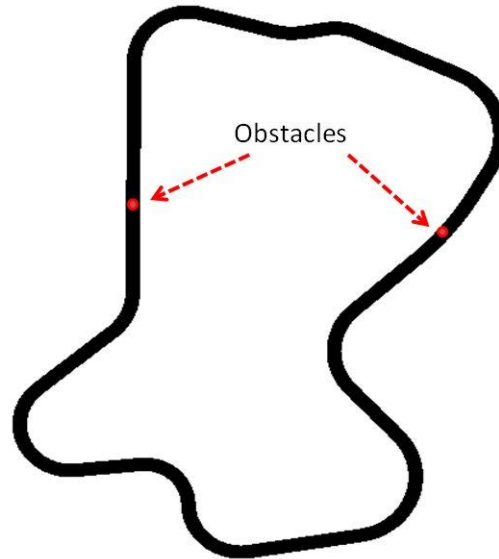


Figure 10.2 : Carte globale du scénario de simulation

- l’ensemble des tentacules (81) ainsi que les tentacules lisses (généralement inférieur à 30 tentacules),
- la trajectoire globale ainsi que la trajectoire parcourue par le véhicule,
- la carte locale dynamique montrant l’environnement proche du véhicule,
- les tentacules navigables ainsi que le meilleur tentacule.

Nous notons que, même en présence d’un obstacle frontal, les tentacules généralement choisis sont lisses. Il n’est donc pas nécessaire d’évaluer l’ensemble des tentacules à chaque pas de calcul (à titre indicatif, pour 311 itérations, l’ensemble des tentacules a été évalué une seule fois dans ce scénario).

La figure 10.4 montre que l’algorithme fonctionne convenablement. Le véhicule évite l’obstacle puis revient sur la trajectoire globale de référence. Les deux tâches principales (suivi de la trajectoire globale et évitement d’obstacles) sont ainsi réalisées en utilisant un nombre réduit de tentacules ainsi que deux des trois critères de décision. En effet, en analysant prioritairement les tentacules lisses, il n’est plus nécessaire d’évaluer le critère V_{lisse} pour la décision. Ceci permet de régler plus aisément les coefficients de pondération.

En outre, l’évaluation prioritaire des tentacules lisses permet de renforcer les manœuvres d’évitement ou de retour à la trajectoire globale ; la vidéo permet bien de l’illustrer. En effet, les tentacules lisses étant prioritairement analysés, cela a pour effet d’aider à effectuer rapidement la manœuvre en cours, réduisant ainsi le temps de changement de contexte de conduite (évitement d’obstacle, virage, etc.).

La figure 10.4 présente la courbure de la trajectoire globale et celle calculée par l’algorithme. Elle montre qu’en absence d’obstacle, la courbure calculée converge vers la courbure de la trajectoire globale.

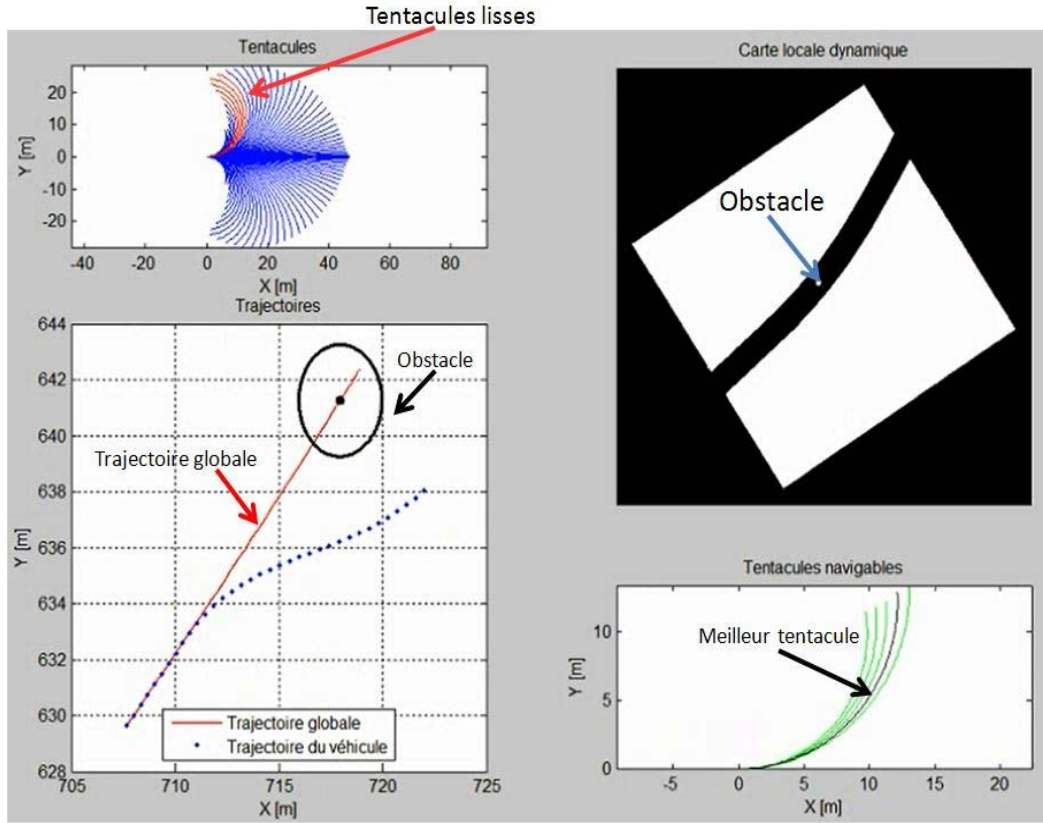
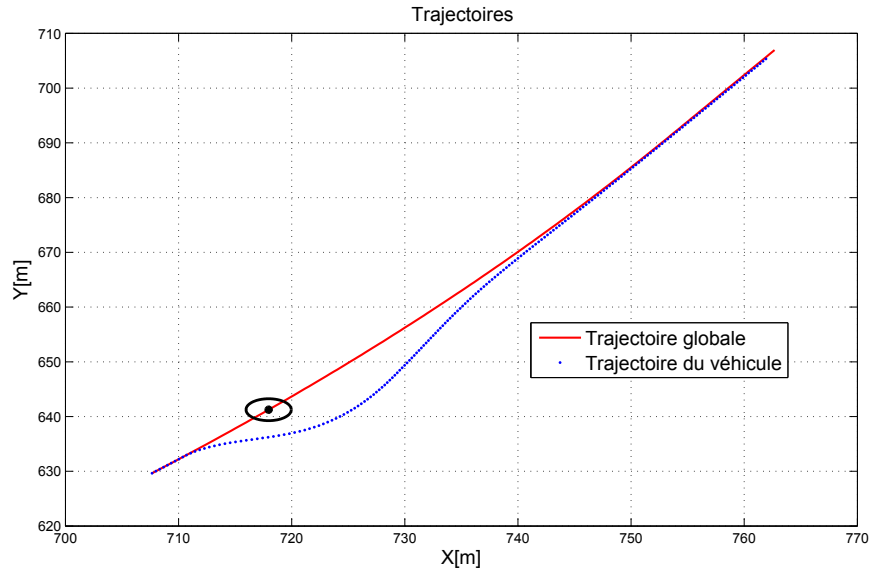


Figure 10.3 : Algorithme avec tentacules en arc de cercles, Image extraite d'une vidéo montrant un évitement d'obstacle

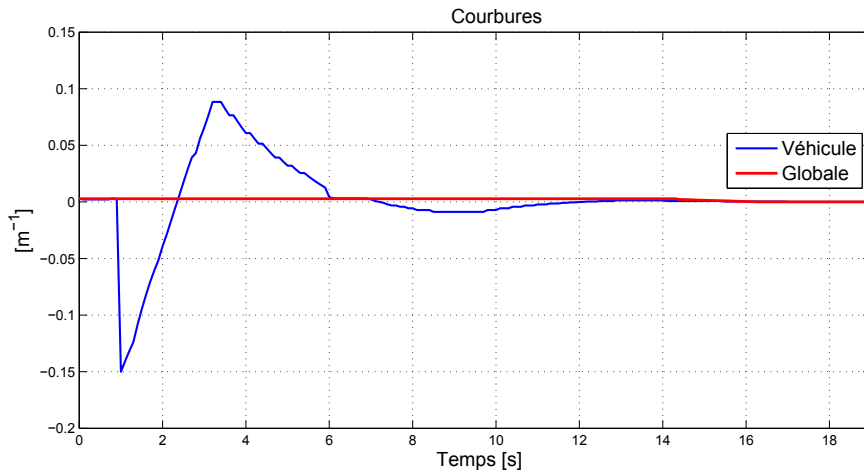
La figure 10.5 présente les valeurs des trois critères de décision (V_{libre} , $V_{trajectoire}$ et V_{lisse}). Il est important de souligner que V_{lisse} n'est pas utilisé mais il a été calculé dans le but de montrer que ce critère est implicitement assuré. Nous constatons que $V_{trajectoire}$ est nulle au début (avant l'évitement d'obstacle). En braquant pour éviter l'obstacle, les effets des deux critères V_{libre} et $V_{trajectoire}$ sont combinés. Une fois revenu sur la trajectoire de référence, tous les critères sont faibles (ou nuls). Ces résultats sont cohérents et montrent le bon fonctionnement de l'algorithme de planification de trajectoire.

La figure 10.6 présente le suivi de trajectoire en virage. L'algorithme assure un suivi de trajectoire en virage. Nous notons un décalage durant le double virage.

Dans ce scénario, les tentacules choisis sont toujours des tentacules dits lisses qui représentent moins de la moitié des tentacules générés. Cela permet ainsi de diviser à moitié le temps de calcul de l'algorithme de base, tout en améliorant le braquage. Son inconvénient est qu'il peut être très sensible lors d'un changement soudain dans l'environnement local. C'est le cas, par exemple, de la présence de plusieurs obstacles sur un chemin étroit.



(a)



(b)

Figure 10.4 : Comportement de l'algorithme (tentacules en forme d'arcs de cercles) en présence d'un obstacle : (a) Trajectoires, (b) Coubures

10.2.1.2 Algorithme avec tentacules en forme de clothoïdes

L'algorithme utilisant les tentacules en forme de clothoïdes a été implanté sous Matlab et a été testé comme celui utilisant les tentacules en forme d'arcs de cercles. Cet algorithme a été testé avec un nombre de tentacules $N = 41$. Le réglage des coefficients de pondération a été très délicat et nous a permis de comprendre et apprécier l'importance de chaque critère dans le cas des tentacules en forme de clothoïdes. Les tentacules étant générés à partir de la configuration initiale du véhicule (courbure

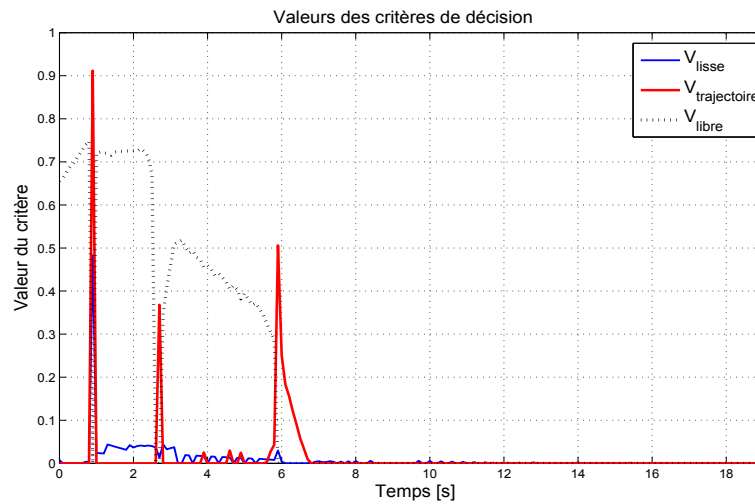


Figure 10.5 : Algorithme des tentacules en arcs de cercles, valeurs des critères de décision du meilleur tentacule choisi

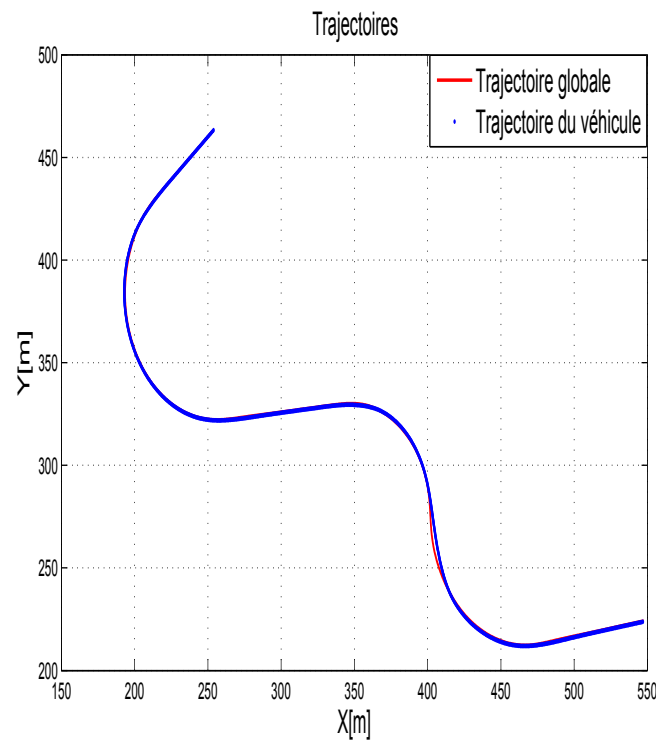


Figure 10.6 : Algorithme avec tentacules en arcs de cercles, Virages

courante exécutée) et respectant une accélération latérale maximale de confort, il n'est pas nécessaire d'ajouter V_{lisse} dans le critère de choix du meilleur tentacule.

Le critère $V_{trajectoire}$ étant calculé sur les tentacules navigables pour favoriser un

retour à la trajectoire de référence, il s'avère nécessaire de choisir le meilleur tentacule favorisant ce critère pour les tentacules en forme de clothoïdes. La figure 10.7 présente le comportement de cet algorithme face à une situation d'évitement d'obstacles, pour une décision faite uniquement en considérant le critère $V_{trajectoire}$.

Nous constatons que l'évitement se fait correctement. L'algorithme revient vers la trajectoire de référence. La courbure de la trajectoire du véhicule varie de manière continue et plus lentement.

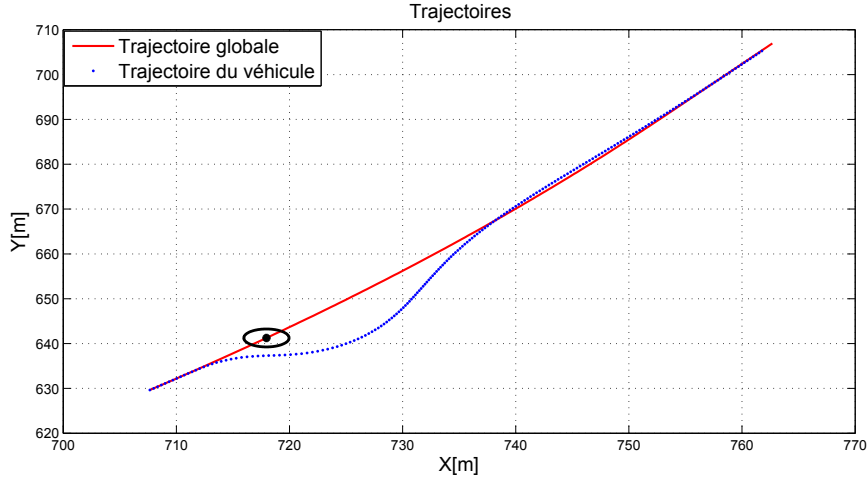


Figure 10.7 : Comportement de l'algorithme utilisant les tentacules en forme de clothoïdes en présence d'un obstacle à éviter

Les tentacules sont très lisses. Les conditions de stabilité fixées pour la génération des tentacules en forme de clothoïdes sont plus restrictives et oblige le véhicule à freiner avant et pendant l'évitement d'obstacle, en passant par des itérations où il ne trouve pas de tentacules navigables. La figure 10.8 présente la vitesse du véhicule des deux algorithmes. Une fois l'obstacle évité, le véhicule retrouve sa vitesse de consigne.

La figure 10.9 montre les valeurs des critères de décision calculées pour le meilleur tentacule. Ces critères tendent vers zéro quand le véhicule se rapproche de la trajectoire de référence.

En résumé, le second algorithme a aussi été testé sur le scénario d'évitement d'obstacle. Il a nécessité le réglage des paramètres du calcul de $V_{trajectoire}$ ($c_a = 0.75m/rad$) pour fonctionner convenablement. Il évite l'obstacle et revient sur la trajectoire de référence de manière plus douce. La figure 10.10 présente les angles de braquage des deux algorithmes. L'algorithme avec tentacules en forme de clothoïdes permet de fournir un braquage continu et lisse. Nous notons Aussi qu'avec l'algorithme avec tentacule en forme de clothoïde le véhicule a dû freiner pendant quelques itérations durant l'évitement d'obstacle.

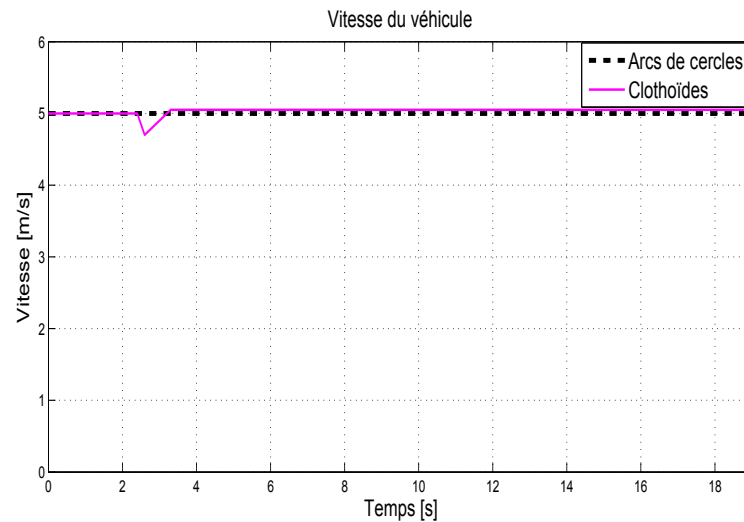


Figure 10.8 : Algorithme avec tentacules en forme de clothoïdes, Vitesse du véhicule

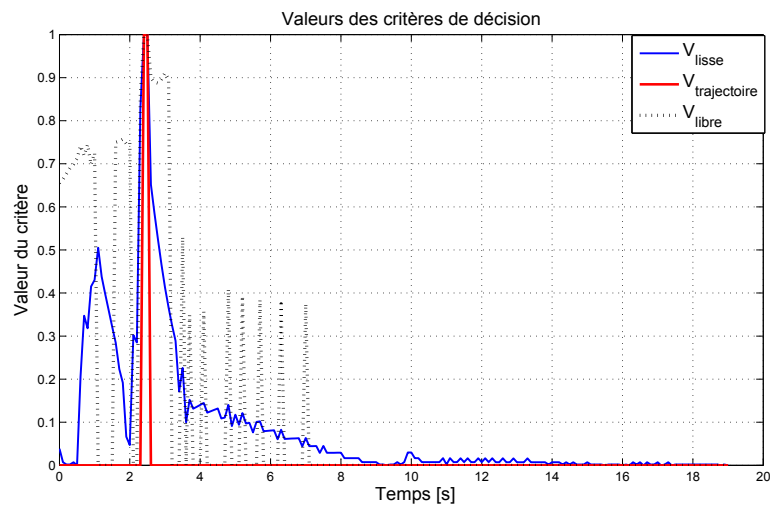


Figure 10.9 : Algorithme avec tentacules en forme de clothoïdes, valeurs des critères de décision du meilleur tentacule

10.2.2 Simulation sous SCANeR Studio

Après évaluation des algorithmes de validation sous Matlab, nous avons commencé la simulation sous l'environnement de conduite SCANeR Studio.

Cet environnement de simulation permet de vérifier le bon fonctionnement des algorithmes sous des conditions plus réalistes ; le modèle dynamique complet du véhicule, les capteurs et la route sont plus aboutis. Il permet ainsi de nous rapprocher d'une validation expérimentale.

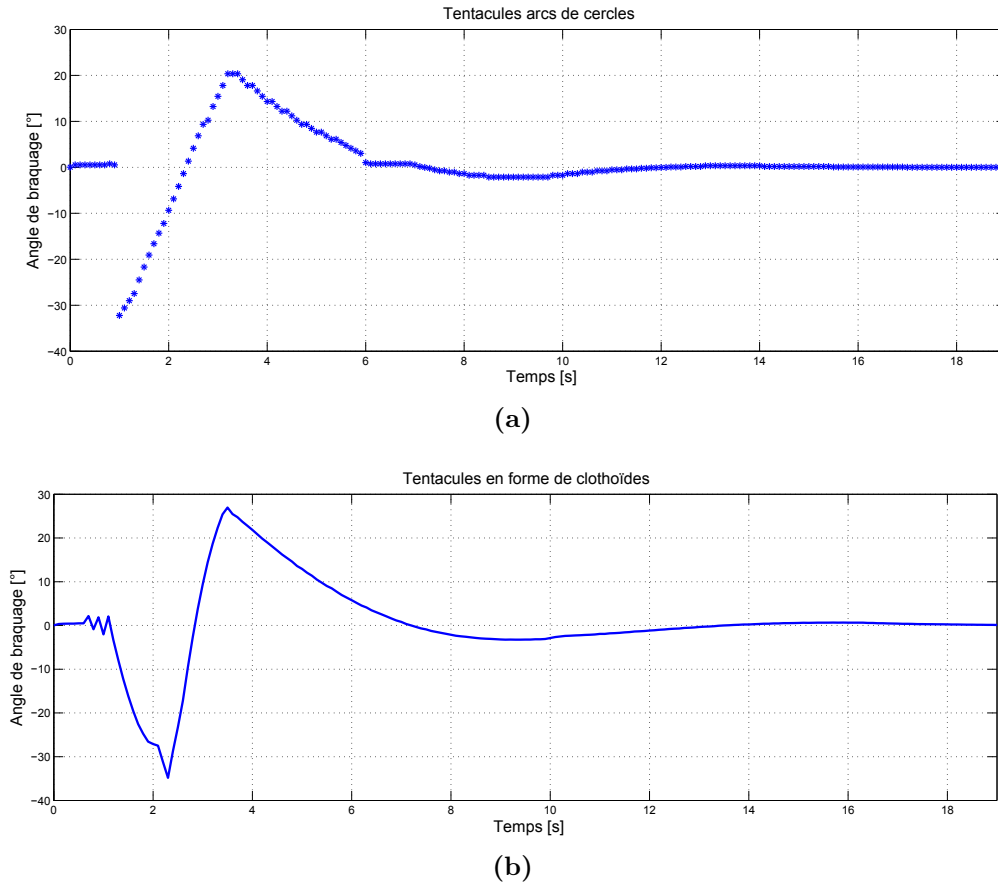


Figure 10.10 : Angles de braquage des algorithmes : (a) arcs de cercles, (b) clothoïdes

Après description de l'environnement de simulation SCANeR Studio pour une application de planification de trajectoire, nous présenterons le schéma de validation ainsi que les travaux réalisés. Nous finirons en présentant les perspectives concernant cette validation.

10.2.2.1 Schéma descriptif de la validation sous SCANeR Studio

SCANeR Studio est un environnement permettant d'équiper les véhicules des capteurs extéroceptifs tels que la caméra, le lidar et le radar. Ces composants logiciels paramétrés comme de réels capteurs permettent de simuler la perception de l'environnement du véhicule intelligent.

La figure 10.11 présente le schéma de validation sous SCANeR Studio.

La fusion des informations de perception permet de construire une carte dynamique locale de l'environnement proche du véhicule. A partir de cette carte, une planification de trajectoire est effectuée.

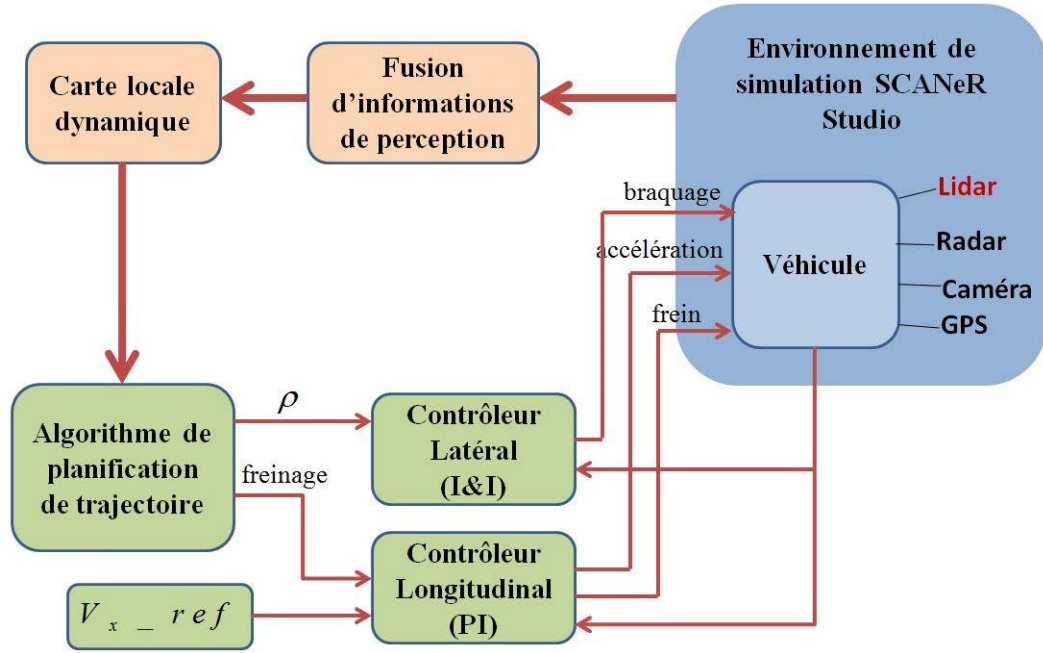


Figure 10.11 : Schéma de validation des algorithmes sous SCANer Studio

10.2.2.2 Travaux réalisés et perspectives

Le schéma de validation décrit dans la figure 10.11 a été partiellement réalisé sous SCANer Studio.

- Le bloc " V_{x_ref} " permet de définir un profil de vitesse longitudinale de référence que devrait suivre le véhicule autonome en cas d'absence de consigne de freinage de l'algorithme de planification de trajectoire. Ce composant a déjà été implanté et testé sous SCANer Studio. Les contrôleurs longitudinal et latéral ont déjà été implantés et testés sous SCANer.
- Les blocs "fusion d'information de perception" et "carte locale dynamique" sont partiellement réalisés. En effet, ils nécessitent l'acquisition d'une nouvelle licence SCANer Studio incluant le capteur Lidar. Ce capteur est nécessaire pour construire la carte locale dynamique.

10.3 Evaluation des algorithmes utilisant des données réelles

Après la validation de nos algorithmes en simulation, nous envisageons effectuer une validation expérimentale. La première étape de cette validation consiste à effectuer une évaluation hors-ligne des algorithmes utilisant des données expérimentales de perception.

Après une présentation des moyens expérimentaux, nous présenterons les résultats obtenus par les deux algorithmes proposés.

10.3.1 Moyens expérimentaux et méthodologie d'évaluation

10.3.1.1 Véhicule expérimental

Nous avons utilisé le véhicule expérimental CARMEN du laboratoire Heudiasyc dédié aux applications de la perception de l'environnement. C'est un véhicule Citroën C5 (figure 10.12), équipé d'un lidar Alasca nécessaire pour construire la carte locale. Il est équipé de plusieurs autres capteurs parmi lesquels nous pouvons citer :

- **Un GPS différentiel** : pour mesurer les coordonnées de la trajectoire du véhicule avec une précision centimétrique.
- **Une centrale inertielle** : pour la mesure des accélérations.
- **Les données disponibles sur le bus CAN** : la vitesse des roues, l'accélération latérale et l'angle de braquage au niveau des roues.
- **Une caméra** : pour enregistrer le scénario de la trajectoire du véhicule.
- **Un système Mobileye** : pour fournir une liste d'obstacles détectés (piétons, véhicules) et leurs positions.
- **Un Velodyne** : pour une perception à 360° autour du véhicule.



Figure 10.12 : Véhicule expérimental (CARMEN)

Tous ces capteurs sont connectés et configurés à l'aide d'une plate-forme logicielle PACPUS développée par le laboratoire.

10.3.1.2 Système de perception

La planification des trajectoires est faite à partir de la carte locale fournie par le système de perception.

Notre système de perception est constitué uniquement d'un lidar Alasca XT. C'est un capteur développé par la société IBEO pour les applications automobiles embarquées. Ce capteur a quatre couches séparées par un angle de 0.8° . Le faisceau laser utilisé est de classe 1. Il a une ouverture de 0.25° ($5m.rad$) et opère en infrarouge avec une longueur d'onde de $905nm$. Le capteur mesure des distances dans la plage de 0.3 à $200m$ avec une précision en distance de l'ordre de $10cm$ (résolution en distance de $4cm$). Il comporte un miroir rotatif qui tourne à une vitesse réglable entre $8Hz$ et $40Hz$.

Ce capteur est installé sur le parechoc avant du véhicule (figure 10.12). Du fait de sa couverture angulaire limitée (160°) et de sa faible hauteur par rapport au plan de la route, cette configuration favorise les masquages et les réflexions.

La grille instantanée de perception est construite à chaque acquisition du capteur lidar. Une carte locale est ainsi construite à la fréquence de $12.5Hz$. Nous utilisons une grille d'occupation 2D, dont la taille est de 400×400 cellules. La dimension de chaque cellule est de $25cm \times 25cm$. Ce capteur nous permet ainsi d'obtenir une grille couvrant $50m \times 50m$ à l'avant du véhicule.

La carte locale dynamique, réalisée par Julien Moras [Moras, 2013], fournit une grille d'occupation à trois états selon la théorie des croyances (cellule libre, cellule occupée et état incertain). La figure 10.13 présente un exemple de trois cartes locales obtenues par le système de perception. La couleur verte indique que les cellules sont libres. La couleur rouge indique que les cellules sont occupées, c'est à dire qu'il y a un obstacle. La couleur bleu représente un état incertain ; soit à cause d'un changement d'état de la cellule, soit à cause des bruits. La couleur noire représente les cellules qui ne sont pas dans le champ de vision du capteur lidar.

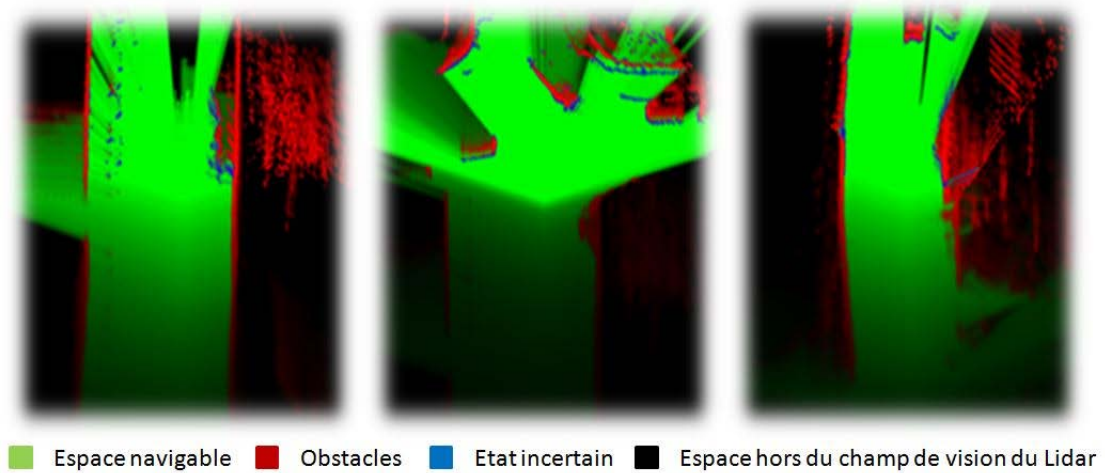


Figure 10.13 : Exemple de grilles d'occupation [Moras, 2013]

De l'étude bibliographique réalisée, il ressort que chaque cellule est généralement modélisée de manière binaire ; elle comporte deux états « libre » ou « occupé ».

Dans notre travail, pour des raisons de simplicité, nous avons ignoré pour l'instant l'état incertain en le considérant comme occupé.

10.3.1.3 Schéma descriptif de la validation

La figure 10.14 décrit le schéma de l'évaluation hors-ligne. Elle se déroule en deux étapes : l'acquisition des données et l'évaluation hors-ligne des algorithmes.

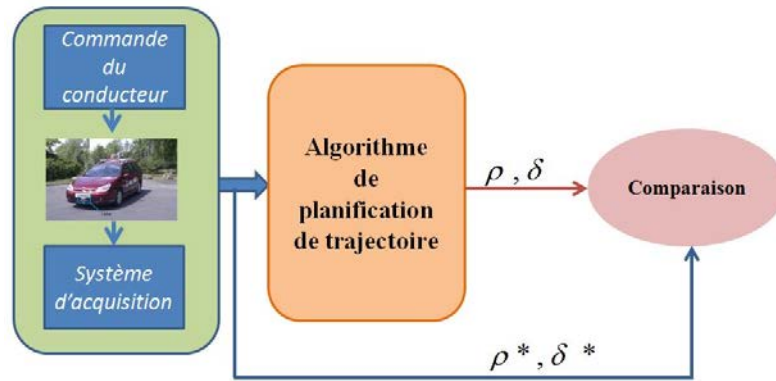


Figure 10.14 : Schéma descriptif de l'évaluation expérimentale hors-ligne

Pour acquérir les données réelles, le test a été réalisé à proximité du Centre de recherche de l'Université de Technologie de Compiègne. La figure 10.15 présente le circuit d'essai. Le point de départ est indiqué par le véhicule rouge et la trajectoire rouge correspond au trajet effectué par le véhicule. Durant cette phase d'acquisition des données, le véhicule réel est conduit par un conducteur humain. La trajectoire du véhicule ainsi que les données telles que la vitesse et l'angle de braquage sont enregistrés. La trajectoire effectuée par le véhicule sera considérée comme la trajectoire de référence pour les algorithmes.

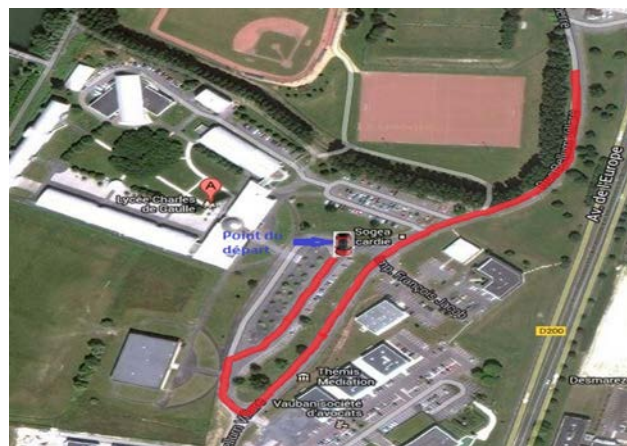


Figure 10.15 : Circuit d'essai

Une fois les données acquises, nous effectuons un « re-jeu de données » en faisant tourner les algorithmes en boucle ouverte. En effet, à chaque pas de calcul, nous utilisons les données de perception et les données dynamiques acquises sur le véhicule pour calculer le « meilleur tentacule » qui évite les obstacles et suit la trajectoire de référence.

10.3.1.4 Résultats de l'évaluation

La figure 10.16 présente les profils de vitesse et trajectoire du scénario de test. On note une augmentation de la vitesse puis une réduction de cette dernière pendant un virage serré.

La figure 10.17 est la capture d'une image vidéo présentant la trajectoire de référence (celle du conducteur) et la trajectoire calculée par l'algorithme de planification de trajectoire utilisant des tentacules en forme d'arcs de cercles.

A droite est représentée la photo réelle de la route, acquise par la caméra qui est fixée sur le véhicule. A gauche nous avons la grille d'occupation. Dans la grille d'occupation, la zone verte indique l'espace libre, les cellules rouges sont les cellules occupées par un obstacle. La zone blanche correspond à la zone de support qui entoure le tentacule choisi par l'algorithme. La courbe en pointillé rouge représente la trajectoire de référence parcourue par le véhicule réel.

Cette vidéo montre que la trajectoire du véhicule est proche de celle calculée par l'algorithme avec les tentacules en forme d'arcs de cercles.

Le même travail a été aussi réalisé pour évaluer le second algorithme développé en forme de clothoïdes. La figure 10.18 est la capture d'une image vidéo présentant la trajectoire de référence (celle du conducteur) et la trajectoire calculée par l'algorithme de planification de trajectoire utilisant des tentacules en forme de clothoïdes.

La figure 10.19 présente l'angle de braquage réel du véhicule et les angles de braquage correspondant au tentacule choisi par les deux algorithmes. Le braquage calculé à chaque itération est proche du braquage réel du véhicule. Ceci signifie en d'autres termes que ces algorithmes donnent des résultats cohérents pour un suivi de la trajectoire de référence sans obstacle. Le braquage de l'algorithme avec tentacules en forme de clothoïdes est plus lisse. ce résultat montre le bon fonctionnement des deux algorithmes et les améliorations apportées par les tentacules en forme de clothoïdes.

Ces résultats préliminaires d'une validation sur table, bien que n'étant pas une validation expérimentale proprement dite, montrent la faisabilité des approches proposées.

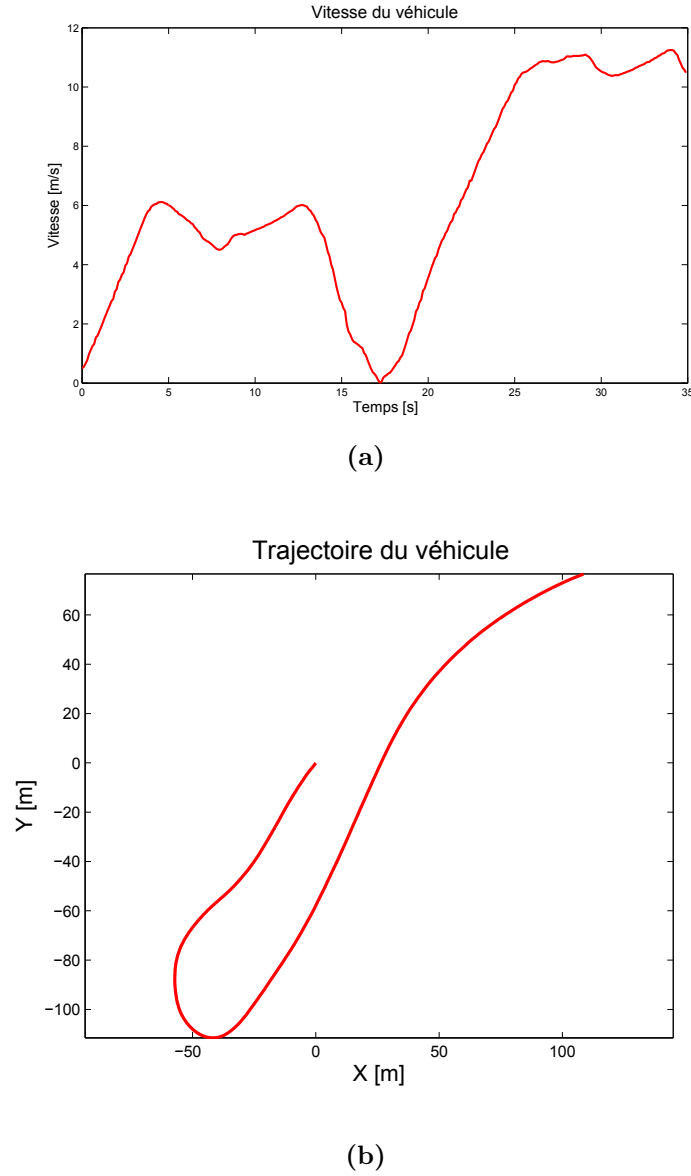


Figure 10.16 : Evaluation des algorithmes utilisant des données réelles, profils de vitesse et trajectoire : (a) Trajectoire, (b) Vitesse

10.4 Conclusion

En ce qui concerne la planification des trajectoires, nous avons proposé deux algorithmes permettant d'améliorer la méthode de base de navigation par tentacules. Les algorithmes ont été validés en simulation sous Matlab sur un scénario virtuel que nous avons réalisé. En outre, une évaluation expérimentale en boucle ouverte des algorithmes développés a été réalisée sur des données réelles acquises sur le véhicule Citroën C5 du laboratoire Heudiasyc.

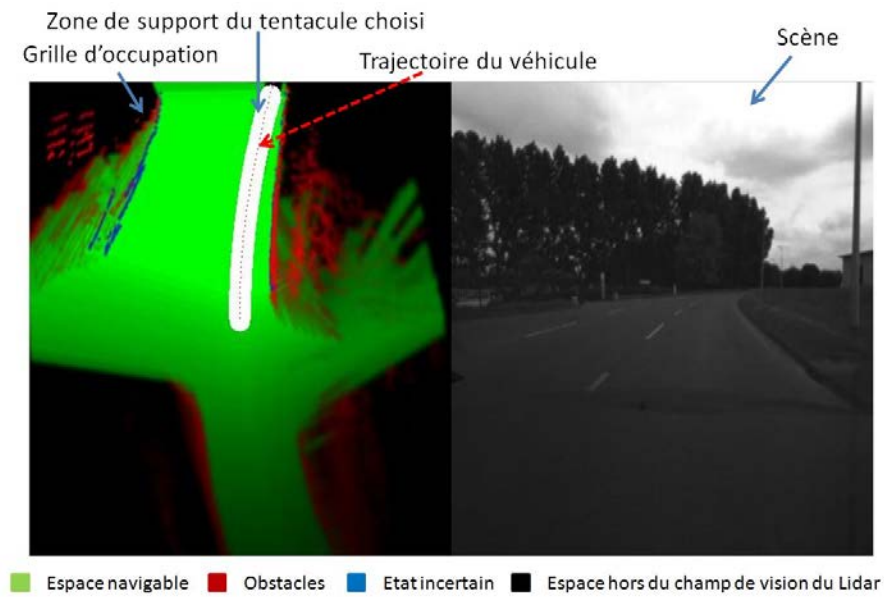


Figure 10.17 : Capture d'une image vidéo de l'évaluation hors-ligne (tentacules en forme d'arcs de cercles)

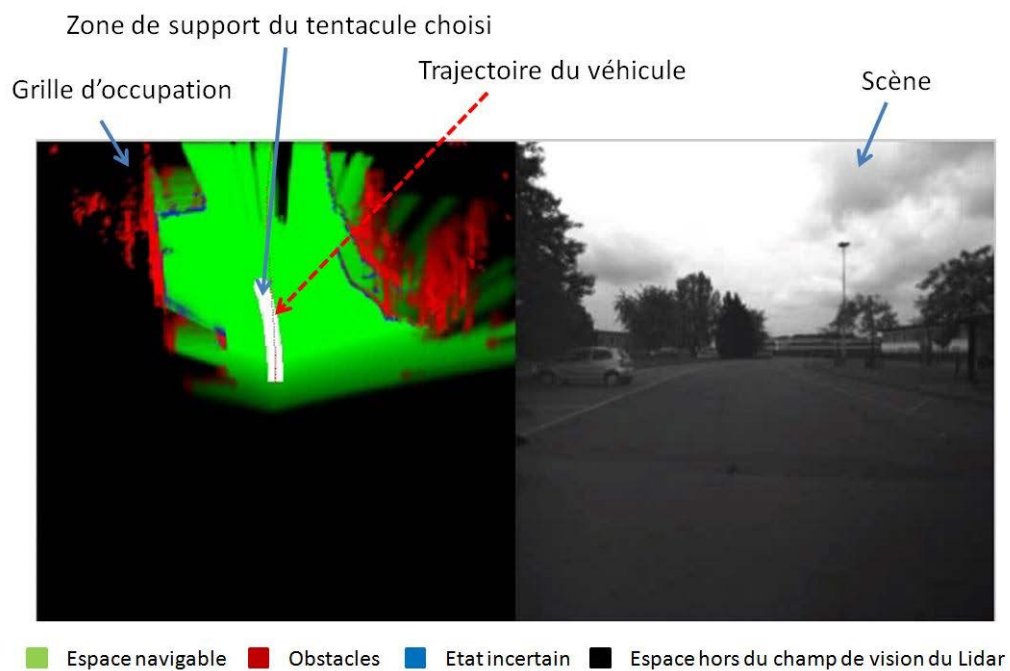
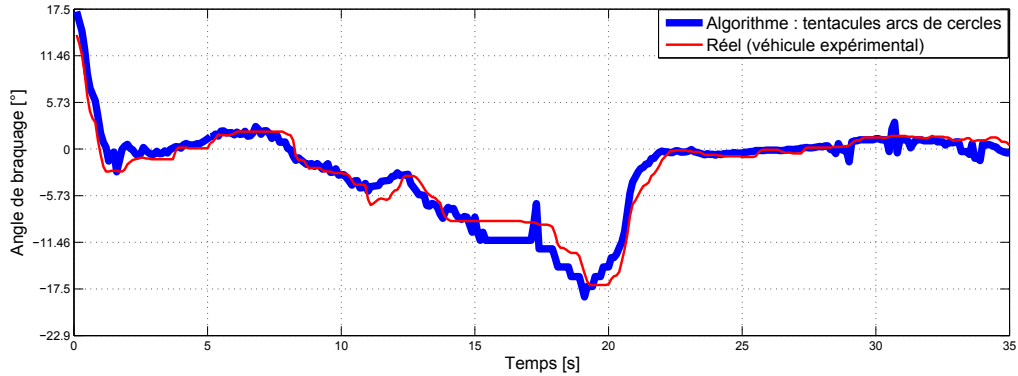
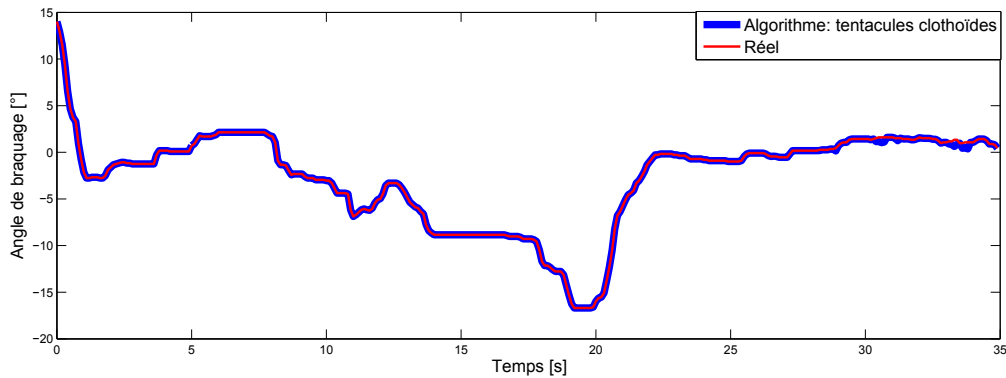


Figure 10.18 : Image vidéo de l'évaluation hors-ligne (tentacules en forme de clothoïdes)

Avec ces résultats préliminaires, nous pouvons constater que les algorithmes donnent de bons résultats vis-à-vis des objectifs attendus d'évitement d'obstacles et de suivi de la trajectoire globale de référence.



(a)



(b)

Figure 10.19 : Comparaison des angles de braquage : (a) arcs de cercles, (b) clothoïdes

L'évaluation hors-ligne montre qu'à chaque pas de calcul, les algorithmes choisissent un tentacule qui correspond approximativement à la trajectoire du conducteur, montrant ainsi la faisabilité des solutions proposées.

Parmi les perspectives à court terme, après acquisition de la licence SCANer Studio incluant l'utilisation du capteur lidar, nous allons achever la validation en simulation et comparer plus objectivement le fonctionnement des algorithmes proposés.

Aussi, après installation de tous les composants de perception sur l'un des véhicules robotisés du laboratoire, ces algorithmes seront implantés afin d'avoir une validation expérimentale complète au travers du projet Robotex du laboratoire Heudiasyc.

A moyen terme, il serait important d'étudier le cas de l'évitement des obstacles mobiles.

Chapitre 11

Conclusions et perspectives

Sommaire

11.1 Contributions	151
11.2 Perspectives	153

Durant ces dix dernières années, plusieurs défis ont stimulé la recherche pour la conception des véhicules autonomes. De nombreux laboratoires ainsi que des industriels sont de plus en plus intéressés par le développement de telles applications. C'est un domaine de recherche en pleine expansion, l'un des enjeux majeurs aujourd'hui étant de garantir une conduite autonome à grande vitesse. C'est dans ce sens que ces travaux de recherche s'intéressent à deux étapes clés permettant de réaliser une navigation autonome : la planification des trajectoires, et le développement des lois de commande robustes qui assureront, en temps réel, un suivi de la trajectoire à grande vitesse.

Pour proposer des solutions à cette problématique, après avoir réalisé une large recherche bibliographique sur la commande et la planification des trajectoires des véhicules autonomes, plusieurs contributions ont été présentées.

11.1 Contributions

11.1.1 Commande des véhicules autonomes

En ce qui concerne la commande des véhicules autonomes à grande vitesse, un contrôleur latéral par modes glissants d'ordre supérieur a été proposé. En effet, nous avons développé une stratégie de commande utilisant l'algorithme du super-twisting pour minimiser le déplacement latéral du véhicule autonome. La particularité d'une telle stratégie est de bénéficier de la robustesse du contrôleur par mode glissant (SMC). Son inconvénient majeur est l'utilisation d'une fonction discontinue dans la commande entraînant le broutement.

Afin d'enrichir l'approche précédemment proposée, compte tenu de la ressemblance implicite entre le contrôleur SMC et le principe la commande par Immersion et

Invariance ($I&I$), deux contrôleurs $I&I$ ont été développés. Ceci dans le but de pallier les inconvénients du contrôleur SMC, à savoir la réduction du broutement ou l'élimination de la discontinuité, ainsi qu'une prise en compte plus importante du modèle.

Une première version du contrôleur $I&I$ a été développée. Pour l'améliorer, une seconde version a été développée et une comparaison avec le SMC a été faite. Nous avons ainsi amélioré les performances du contrôleur latéral par l'utilisation du principe d'Immersion et d'Invariance.

Le développement des contrôleurs $I&I$ nous a permis de garantir une stabilité robuste ne dépendant pas de la valeur des gains, ce qui nous a conduit à étudier les propriétés intrinsèques du système. Une étude des propriétés de passivité de la dynamique latérale a été réalisée.

L'intérêt de la passivité découle du re-bouclage des systèmes passifs. En effet, Il y a stabilité interne quand on reboucle une sortie passive avec un contrôleur passif. On peut donc rechercher la passivité comme moyen d'imposer une stabilité robuste. Cette démarche est particulièrement pertinente dans les applications de contrôle latéral des véhicules intelligents où le contrôleur doit garantir une stabilité robuste pour une conduite à grande vitesse ainsi qu'une robustesse par rapport aux incertitudes paramétriques et aux perturbations.

Nous avons montré que l'erreur de lacet est une sortie strictement passive pour une entrée de braquage. De même, la dérivée de l'erreur latérale est une sortie passive pour une entrée de braquage ou l'erreur de lacet. L'erreur d'angle de dérive n'est pas une sortie passive (à grande vitesse) pour une entrée de braquage.

A la suite de cette étude des propriétés de passivité, nous avons développé un contrôleur basé sur ces propriétés. Nous avons montré qu'un contrôleur imbriqué de structure PD-PI assurera la stabilité en préservant les propriétés de passivité du système, garantissant ainsi de bonnes performances.

Pour tester ces différentes lois de commande, la validation a été effectuée à l'aide du simulateur de conduite SCANeRTM Studio et à l'aide des données réelles. Ces deux environnements de test sont complémentaires et permettent d'enrichir la validation.

Les résultats montrent que ces contrôleurs non linéaires garantissent un suivi robuste de trajectoire à grande vitesse, donnant de bonnes performances en présence d'incertitudes paramétriques ou des perturbations.

La commande par mode glissant permet d'avoir de faibles erreurs latérales pour des courbures constantes. Par contre, elle est plus sensible aux variations de courbure ou aux grandes valeurs d'incertitudes paramétriques. Outre son inconvénient majeur le broutement, le réglage de ce contrôleur est difficile car dépend principalement des valeurs des variables et du niveau de bruit.

La commande par immersion et invariance permet de garantir une stabilité robuste et des performances connues a priori. En outre, elle est adaptative et a de bonnes performances par rapport aux incertitudes paramétriques.

Le contrôleur imbriqué basé sur les caractéristiques de passivité du système permet de garantir la stabilité et la passivité du système bouclé. Il a l'avantage d'utiliser moins de mesures que les précédents (SMC et $I&I$). Il est quasiment insensible aux incertitudes paramétriques (sur la masse et le coefficient de rigidité de dérive du véhicule). En revanche, il est assez sensible aux grandes variations de courbures et la version actuelle de ce contrôleur n'est pas adaptative.

11.1.2 Planification des trajectoires des véhicules autonomes

Concernant la navigation, nous avons effectué un état de l'art sur les méthodes de planification de trajectoires. Cette étude bibliographique nous a permis de choisir l'approche réactive par génération de tentacules pour assurer notre navigation autonome dans un contexte incertain.

Après une étude de la méthode de base, nous l'avons implémentée sous MATLAB. Ensuite, nous avons proposé quelques améliorations :

- l'évaluation prioritaire des tentacules lisses ; ce qui nous permet à la fois de gagner en temps de calcul et de réduire le nombre des critères de décision.
- la génération de tentacules en forme de clothoïdes, permettant une prise en compte plus importante de la dynamique du véhicule, nécessaire pour une conduite à grande vitesse.

Les résultats de la simulation montrent que les algorithmes donnent de bons résultats vis-à-vis des objectifs attendus d'évitement d'obstacles et de suivi de trajectoire globale. Aussi, une redéfinition de l'évaluation de critères de décision de façon à les adapter à la forme des clothoïdes est nécessaire.

Enfin, une évaluation expérimentale en boucle ouverte des algorithmes développés a été réalisée sur des données réelles acquises par le véhicule CARMEN du laboratoire Heudiasyc. Cette évaluation hors-ligne montre qu'à chaque pas de calcul, les algorithmes choisissent un tentacule qui correspond approximativement à la trajectoire du conducteur, montrant ainsi la faisabilité des solutions proposées.

11.2 Perspectives

11.2.1 Perspectives sur la commande

Etude des propriétés de passivité considérant un modèle plus représentatif

Dans ces travaux, nous avons montré les propriétés de passivité de la dynamique latérale considérant le modèle bicyclette avec des forces de contact pneumatique linéaire. Nous avons montré que les conditions de passivité sont plus restrictives en considérant l'adhérence de la chaussée comme un paramètre variant. Nous étudierons

ces propriétés considérant un modèle de forces de contact non linéaire dans le but d'étendre les résultats obtenus à des applications de stabilisation du véhicule. Plus tard, il sera intéressant d'étudier ses propriétés intrinsèques sur le modèle 4-roues.

Robustesse et extension de l'étude comparative

Par ailleurs, une version adaptative du contrôleur imbriqué basé sur les propriétés de passivité sera développée. Ensuite, une étude de la robustesse basée sur une analyse de la sensibilité sera faite.

Nous allons également évaluer la robustesse par rapport aux bruits de mesures. Nous comptons également développer de nouvelles versions de ces contrôleurs avec prise en compte de l'estimation des variables influençant directement la dynamique latérale, comme le dévers de la route, pour améliorer leurs performances.

Nous aimerions également étendre cette étude comparative à d'autres stratégies de commande robustes telles que la commande $H\infty$, la commande CRONE.

Validation sur le véhicule semi-autonome du laboratoire Heudiasyc

Pour valider les lois de commande, la simulation du système en boucle fermée a été comparée aux données expérimentales acquises sur le véhicule DYNA. Une validation sur le simulateur de conduite SCANeR Studio a également été réalisée. Nous testerons ces lois de commande sur les véhicules robotisés du laboratoire Heudiasyc, au travers le projet Robotex.

Le projet Equipex Robotex est un Réseau national de plates-formes expérimentales en robotique. Le laboratoire Heudiasyc coordonne le volet « Robotique mobile terrestre et aérien ». Actuellement l'acquisition et l'instrumentation des véhicules sont en train d'être réalisées. La figure 11.1 présente quelques véhicules du projet Robotex et la piste d'essai "Séville" du laboratoire Heudiasyc.

11.2.2 Perspectives sur la planification des trajectoires

Etude de faisabilité du choix du type de tentacules

Concernant la navigation, nous avons développé deux algorithmes de navigation basés sur la méthode des tentacules : les tentacules en forme d'arcs de cercles et les tentacules en forme de clothoïdes. En ce moment, une étude de faisabilité de cette stratégie de génération de trajectoire pour une conduite à grande vitesse est en train d'être réalisée. Cette étude de faisabilité permettra de comparer très objectivement différents types de tentacules (arcs de cercles, clothoïdes, polynômes) pour une navigation à petite, moyenne et grande vitesse.

Validation sous SCANeR Studio

Parmi les perspectives à court terme, après acquisition de la licence SCANeR incluant l'utilisation du capteur lidar, nous allons achever la validation en simulation et comparer plus objectivement le fonctionnement des algorithmes proposés.



Figure 11.1 : Véhicules du projet Robotex et piste “Séville”

Validation sur le véhicule semi-autonome du laboratoire Heudiasyc

Aussi, après installation de tous les composants de perception sur l’un des véhicules robotisés du laboratoire, ces algorithmes seront implantés afin d’avoir une validation expérimentale complète au travers du projet Robotex du laboratoire Heudiasyc.

Prise en compte des obstacles mobiles, respect du code de la route

A moyen terme, il serait important d’étudier le cas de l’évitement des obstacles mobiles et le respect du code de la route.

Annexes

Annexe 1 : Développement du contrôleur $I\&I_{V00}$

Plusieurs versions des contrôleurs $I\&I$ ont été développées durant ces travaux de recherche. La première version $I\&I_{V00}$, développée avec un modèle latéral couramment utilisé dans la littérature et ayant comme vecteur d'état $x = (\tilde{\psi}, \dot{\tilde{\psi}}, \dot{e}, e)^\top$ sera présentée.

Soit le modèle bicyclette (paragraphe 2.2.1.1) donnée en termes de déplacement latéral et de vitesse de lacet :

$$\begin{cases} \ddot{y} = -\frac{(C_f+C_r)}{mV_x}\dot{y} - \left(\frac{L_fC_f-L_rC_r}{mV_x} + V_x\right)\dot{\psi} + \frac{C_f}{m}\delta \\ \ddot{\psi} = -\frac{L_fC_f-L_rC_r}{I_zV_x}\dot{y} - \frac{L_f^2C_f+L_r^2C_r}{I_zV_x}\dot{\psi} + \frac{L_fC_f}{I_z}\delta \end{cases} \quad (11.1)$$

Considérons les variables d'erreurs e_1 and e_2 définies comme suit :

$$\ddot{e}_1 = \ddot{y} + V_x(\dot{\psi} - \dot{\psi}_{des}), \quad e_2 = \psi - \psi_{des}$$

où e_1 et e_2 représentent respectivement l'erreur latérale et l'erreur de lacet.

Les équations dynamiques des erreurs sont les suivantes,

$$\begin{cases} \ddot{e}_1 = -\frac{C_0}{mV_x}\dot{e}_1 - \frac{C_1}{mV_x}\dot{e}_2 + \frac{C_0}{m}e_2 + \frac{C_f}{m}\delta - \left(\frac{C_1}{mV_x} + V_x\right)\dot{\psi}_{des} \\ \ddot{e}_2 = -\frac{C_1}{I_zV_x}\dot{e}_1 - \frac{C_2}{I_zV_x}\dot{e}_2 + \frac{C_1}{I_z}e_2 + \frac{L_fC_f}{I_z}\delta - \frac{C_2}{I_zV_x}\dot{\psi}_{des} \end{cases} \quad (11.2)$$

où $\dot{\psi}_{des} = \frac{V_x}{R}$, avec R le rayon de courbure, et

$$C_0 = C_f + C_r, \quad C_1 = C_fL_f - C_rL_r, \quad C_2 = C_fL_f^2 + C_rL_r^2. \quad (11.3)$$

Par conséquent, le modèle dynamique du système peut être écrit sous la forme $\dot{x} = f(x, u)$ avec $x = [x_1, x_2, x_3, x_4] = [\dot{e}_1, e_1, \dot{e}_2, e_2]^\top$ et $u = [\delta, \rho]$, $\rho = 1/R$ représentant

la courbure de la route. Les équations dynamiques sont,

$$\begin{aligned}
\dot{x}_1 &= -\frac{C_0}{mV_x}x_1 - \frac{C_1}{mV_x}x_3 + \frac{C_0}{m}x_4 + \frac{C_f}{m}\delta - \left(\frac{C_1}{m} + V_x^2\right)\rho, \\
\dot{x}_2 &= x_1, \\
\dot{x}_3 &= -\frac{C_1}{I_zV_x}x_1 - \frac{C_2}{I_zV_x}x_3 + \frac{C_1}{I_z}x_4 + \frac{L_fC_f}{I_z}\delta - \frac{C_2}{I_z}\rho, \\
\dot{x}_4 &= x_3.
\end{aligned} \tag{11.4}$$

L'entrée de commande δ a une influence directe sur la dynamique des deux variables d'état x_1 et x_3 . Pour réduire le nombre de variables dont la dynamique dépend explicitement, nous procédons au changement de variable suivant :

$$\eta_3 = x_3 - \frac{mL_f}{I_z}x_1. \tag{11.5}$$

L'équation dynamique de la nouvelle variable d'état η_3 peut être écrite comme suit,

$$\begin{aligned}
\dot{\eta}_3 &= F_{\eta_3}x_1 + \frac{C_1L_f - C_2}{I_zV_x}\eta_3 - \frac{C_0L_f - C_1}{I_z}x_4 \\
&\quad + \frac{L_fC_1 - C_2 + mL_fV_x^2}{I_z}\rho,
\end{aligned} \tag{11.6}$$

avec

$$F_{\eta_3} = \frac{C_0L_f - C_1}{I_zV_x} + \frac{mL_f}{I_z} \left(\frac{C_1L_f - C_2}{I_zV_x} \right). \tag{11.7}$$

L'objectif de la commande latérale est d'annuler l'erreur latérale et l'erreur de lacet. Pour une courbure donnée ρ et une vitesse longitudinale V_x , le comportement souhaité correspond à $x_1 = x_2 = x_3 = 0$. Par conséquent, le point d'équilibre souhaité est :

$$(x_1, x_2, \eta_3, x_4)^\top = (0, 0, 0, x_4^\star)^\top$$

avec

$$x_4^\star = \frac{L_fC_1 - C_2 + mL_fV_x^2}{C_0L_f - C_1}\rho. \tag{11.8}$$

Nous définissons la nouvelle variable :

$$\eta_4 = x_4 - x_4^\star. \tag{11.9}$$

Ainsi, le nouveau vecteur d'état ayant l'origine comme point d'équilibre désiré est

$\eta = [\eta_1, \eta_2, \eta_3, \eta_4]^\top = \left[x_1, x_2, \left(x_3 - \frac{mL_f}{I_z} x_1 \right), (x_4 - x_4^*) \right]^\top$. La dynamique du modèle devient,

$$\begin{aligned}\dot{\eta}_1 &= - \left[\frac{C_0}{mV_x} + \frac{C_1 L_f}{I_z V_x} \right] \eta_1 - \frac{C_1}{mV_x} \eta_3 + \frac{C_0}{m} \eta_4 + \frac{C_f}{m} \delta \\ &\quad + \frac{C_0}{m} x_4^* - \left(\frac{C_1}{m} + V_x^2 \right) \rho, \\ \dot{\eta}_2 &= \eta_1, \\ \dot{\eta}_3 &= F_{\eta_3} \eta_1 + \frac{C_1 L_f - C_2}{I_z V_x} \eta_3 - \frac{C_0 L_f - C_1}{I_z} \eta_4, \\ \dot{\eta}_4 &= \frac{mL_f}{I_z} \eta_1 + \eta_3.\end{aligned}\tag{11.10}$$

Dans ce système, on peut noter que l'entrée de commande δ représentant l'angle de braquage agit directement sur la variable η_1 , et agit implicitement sur la dynamique des autres variables d'état via η_1 .

Etant donné que le contrôleur latéral du véhicule vise principalement à éliminer l'erreur de déplacement latéral par rapport à une trajectoire de référence, alors le comportement désiré du système correspond à $\dot{e}_1 = e_1 = 0$, qui est équivalent à $\eta_1 = \eta_2 = 0$.

Considérons le modèle dynamique latérale du véhicule (11.10). Comme mentionné précédemment, le principal objectif de la commande est d'annuler l'erreur de déplacement latéral par rapport à une trajectoire donnée, $\eta_1 = \eta_2 = 0$ à l'équilibre.

Par conséquent, le sous-système (ξ_1, ξ_2) a été choisi comme l'image du système (η_3, η_4) quand $\eta_1 = \eta_2 = 0$. La dynamique cible peut être exprimée comme suit,

$$\begin{aligned}\dot{\xi}_1 &= \frac{C_1 L_f - C_2}{I_z V_x} \xi_1 - \frac{C_0 L_f - C_1}{I_z} \xi_2, \\ \dot{\xi}_2 &= \xi_1.\end{aligned}\tag{11.11}$$

Proposition 12. *La dynamique cible (11.11) a un équilibre globalement asymptotiquement stable à l'origine $(0, 0)$.*

Démonstration. Si nous négligeons la variation de courbure, la dynamique du vecteur d'états $\xi = [\xi_1, \xi_2]$ peut être écrit sous la forme

$$\dot{\xi} = A\xi$$

avec

$$A = \begin{pmatrix} \frac{C_1 L_f - C_2}{I_z V_x} & -\frac{C_0 L_f - C_1}{I_z} \\ 1 & 0 \end{pmatrix},\tag{11.12}$$

Compte tenu des caractéristiques du système, nous avons

$$C_1 L_f - C_2 < 0, \quad C_0 L_f - C_1 > 0. \quad (11.13)$$

Puis, après quelques calculs, on peut prouver que la matrice A vérifie le critère de stabilité de Routh-Hurwitz, ce qui donne résultat souhaité. $\square\square\square$

Proposition 13. *Considérons le système (11.10) de la forme $\dot{\eta} = f(\eta, \delta)$, a son équilibre à l'origine. Le sous-système (11.11), qui est une image de (η_3, η_4) pour $\eta_1 = \eta_2 = 0$, a son équilibre à l'origine. Donc, le système (11.10) est (globalement) I&I-stabilisable avec la dynamique cible (11.11).*

Démonstration. Soit la variable z ,

$$z = \eta_1 + \lambda \eta_2, \quad \text{s.t. } \lambda > 0 \quad (11.14)$$

Nous devons trouver une entrée de commande δ de sorte que les trajectoires du système en boucle fermée sont bornées et $z = \eta_1 + \lambda \eta_2$ converge vers zéro. Notez que,

$$\text{Si } (z = 0) \Rightarrow \eta_1 + \lambda \eta_2 = 0 \Rightarrow \dot{\eta}_2 + \lambda \eta_2 = 0$$

Par conséquent, lorsque $z \rightarrow 0$, η_2 converge à zéro de façon exponentielle avec un taux de convergence λ . Ensuite, $\eta_1 = \dot{\eta}_2$ converge aussi vers zéro, ce qui donne le résultat souhaité. A cette fin, soit $\dot{z} = -K(\eta)z$ avec $K(\eta) > 0$ pour tout η . $K(\eta)$ représente le taux de convergence exponentiel de z à zéro.

Remplaçant \dot{z} et z par leur expressions $\dot{\eta}_1$, $\dot{\eta}_2$, η_1 et η_2 , nous avons \dot{z} sous la forme

$$\dot{z} = h(\eta) + b\delta = -K(\eta)z \Rightarrow \delta = -\frac{h(\eta)}{b} - \frac{K(\eta)}{b}z. \quad (11.15)$$

et après quelques calculs, on peut constater que l'entrée de commande correspondant a l'expression suivante

$$\begin{aligned} \delta = & \frac{m}{C_f} \left\{ -K(\eta)[\eta_1 + \lambda \eta_2] + \left[\frac{C_0}{mV_x} + \frac{C_1 L_f}{I_z V_x} - \lambda \right] \eta_1 \right. \\ & \left. + \frac{C_1}{mV_x} \eta_3 - \frac{C_0}{m} \eta_4 - \frac{C_0}{m} x_4^* + \left[\frac{C_1}{m} + V_x^2 \right] \rho \right\}. \end{aligned} \quad (11.16)$$

Compte tenu de la structure du système, on peut noter qu'il existe deux « manifold », un « manifold » externe \mathcal{M}_2 atteint lorsque la variable z converge de manière exponentielle vers zéro avec un taux de convergence $K(\eta) > 0$. Puis, un « manifold » interne \mathcal{M}_1 peut être atteint de n'importe quel point dans \mathcal{M}_2 avec un z η_2 qui converge de manière exponentielle avec un taux de convergence $\lambda > 0$. Finalement, le « manifold » \mathcal{M}_1 contient le modèle cible ayant un équilibre globalement

asymptotiquement stable à l'origine. $K(\eta)$ et λ doivent être choisis de telle manière à assurer l'attractivité incrémentale des deux « manifold », puis la stabilité asymptotique globale du système peut être assurée.

Pour prouver que les $\xi = (\xi_1, \xi_2)$ sont bornés, dans le « manifold » \mathcal{M}_1 , choisissons n'importe quel $M > 0$ et supposons que $V_1(\xi)$ soit une fonction définie positive et appropriée de telle sorte que

$$\nabla V_1^\top f(\xi) < 0,$$

pour tout $\|\xi\| > M$. Noter qu'une telle fonction $V_1(\xi)$ existe et que pour montrer sa stabilité asymptotique à l'origine du système $\dot{\xi} = f(\xi) = A\xi$, $V_1(\xi)$ n'est pas nécessairement une fonction de Lyapunov pour $\dot{\xi} = f(\xi)$.

La fonction $V_1(\xi)$ est choisi telle que

$$V_1(\xi) = \frac{1}{2}\xi_1^2 + \frac{1}{2}\xi_2^2. \quad (11.17)$$

$$\begin{aligned} \dot{V}_1(\xi) &= \xi_1\dot{\xi}_1 + \xi_2\dot{\xi}_2, \\ &= \frac{C_1L_f - C_2}{I_zV_x}\xi_1^2 - \left[\frac{C_0L_f - C_1}{I_z} - 1 \right] \xi_1\xi_2, \\ \dot{V}_1(\xi) &< 0 \end{aligned} \quad (11.18)$$

pour tout $\|\xi\| > M$. Notons que ξ_1 et ξ_2 correspondent aux variables η_3 et η_4 respectivement lorsque $\eta_1 = \eta_2 = 0$. Considérons maintenant la fonction définie positive et appropriée $V_2(-\lambda\eta_2, \eta_2, \eta_3, \eta_4)$ définie dans le « manifold » \mathcal{M}_2 , qui correspond à $z = \eta_1 + \lambda\eta_2 = 0$.

$$V_2(\eta, z = 0) = \underbrace{\frac{1}{2}\eta_3^2 + \frac{1}{2}\eta_4^2}_{V_1(\eta)} + \frac{1}{2}\eta_2^2. \quad (11.19)$$

Etant donné que $\eta_1 = \dot{\eta}_2 = -\lambda\eta_2$ pour $z = 0$, ensuite,

$$\begin{aligned} \dot{V}_2(\eta, z = 0) &= \dot{V}_1(\xi) + F_{\eta_3}\eta_1\eta_3 + \frac{mL_f}{I_z}\eta_1\eta_4 + \eta_2\dot{\eta}_2, \\ &= \dot{V}_1(\xi) - \left[F_{\eta_3}\eta_3 + \frac{mL_f}{I_z}\eta_4 \right] \lambda\eta_2 - \lambda\eta_2^2, \\ &\leq \dot{V}_1(\xi) + \frac{\left[F_{\eta_3}\eta_3 + \frac{mL_f}{I_z}\eta_4 \right]^2}{2\gamma_1} + \frac{\gamma_1}{2}\lambda^2\eta_2^2 - \lambda\eta_2^2, \\ &\leq \underbrace{\dot{V}_1(\xi) + \frac{\left[F_{\eta_3}\eta_3 + \frac{mL_f}{I_z}\eta_4 \right]^2}{2\gamma_1}}_{\dot{V}_1(\xi)} + \underbrace{\lambda \left(\frac{\gamma_1}{2}\lambda - 1 \right)}_{\dot{V}_1(\xi)} \eta_2^2, \end{aligned} \quad (11.20)$$

pour tout $\gamma_1 > 0$. Posant γ_1 tel que,

$$\dot{V}_1(\xi) + \frac{\left[F_{\eta_3}\eta_3 + \frac{mL_f}{I_z}\eta_4\right]^2}{2\gamma_1} < 0, \quad (11.21)$$

pour tout $\|\xi\| > M$, et posant λ tel que,

$$\left(\frac{\gamma_1}{2}\lambda - 1\right) < 0 \quad \Rightarrow \quad \lambda < \frac{2}{\gamma_1} < -\frac{4\dot{V}_1(\xi)}{\left[F_{\eta_3}\eta_3 + \frac{mL_f}{I_z}\eta_4\right]^2}, \quad (11.22)$$

rendent bornées les trajectoires contenues dans le « manifold » \mathcal{M}_2 , et prouvent la stabilité asymptotique du sous-système correspondant à $z = 0$.

Pour finir, nous définissons la fonction définie positive et appropriée $W(\eta)$ pour le système (11.10) comme suit,

$$W(\eta) = \underbrace{\frac{1}{2}\eta_3^2 + \frac{1}{2}\eta_4^2 + \frac{1}{2}\eta_2^2}_{V_2(\eta)} + \frac{1}{2}z^2. \quad (11.23)$$

A supposer $\eta_1 = \dot{\eta}_2 = z - \lambda\eta_2$ dans ce système, ensuite,

$$\begin{aligned} \dot{W}(\eta) &= \dot{V}_2(\eta, z=0) + \left[F_{\eta_3}\eta_3 + \frac{mL_f}{I_z}\eta_4\right]z + z\eta_2 + z\dot{z}, \\ &\leq \dot{V}_2(\eta, z=0) + \frac{\left[F_{\eta_3}\eta_3 + \frac{mL_f}{I_z}\eta_4 + \eta_2\right]^2}{2\gamma_2} + \frac{\gamma_2}{2}z^2 - K(\eta)z^2, \\ &\leq \underbrace{\dot{V}_2(\eta, z=0) + \frac{\left[F_{\eta_3}\eta_3 + \frac{mL_f}{I_z}\eta_4 + \eta_2\right]^2}{2\gamma_2}}_{\dot{V}_2(\eta, z=0)} + \underbrace{\left(\frac{\gamma_2}{2} - K(\eta)\right)}_{< 0} z^2. \end{aligned} \quad (11.24)$$

quelque soit $\gamma_2 > 0$. Posant γ_2 tel que,

$$\dot{V}_2(\eta, z=0) + \frac{\left[F_{\eta_3}\eta_3 + \frac{mL_f}{I_z}\eta_4 + \eta_2\right]^2}{2\gamma_2} < 0, \quad (11.25)$$

et posant $K(\eta)$ tel que,

$$\begin{aligned} \left(\frac{\gamma_2}{2} - K(\eta)\right) &< 0 \quad \Rightarrow \\ K(\eta) &> \frac{\gamma_2}{2} > -\frac{\left[F_{\eta_3}\eta_3 + \frac{mL_f}{I_z}\eta_4 + \eta_2\right]^2}{4\dot{V}_2(\eta, z=0)}, \end{aligned} \quad (11.26)$$

donnent le résultat désiré de l'attractivité du « manifold » \mathcal{M}_2 et prouve la stabilité asymptotique du système avec le contrôleur $I\&I$ lorsque les gains du contrôleur sont

choisis respectant les conditions (11.22) and (11.26).

□□□

Annexe 2 : Passivité de l'entrée-sortie $\dot{\psi} \rightarrow \dot{e}$

La fonction de transfert $H_4(s)$ of $\dot{\psi}$, relative à l'entrée \dot{e} est donnée par :

$$H_4(s) = \frac{\dot{\psi}(s)}{\dot{e}(s)} = \frac{gs + h}{as^2 + bs + c} \quad (11.27)$$

où a, b, c, g et f ont été définis ci-dessus et sont toujours positifs (6.21).

Proposition 14. *La fonction de transfert $H_4(s)$ est à partie réelle strictement positive.*

Démonstration. La fonction de transfert $H_4(s)$ a un degré relatif égal à 1 et $H_4(s)$ est stable.

La réponse fréquentielle de $H_4(s)$ est donnée par :

$$H_4(j\omega) = \frac{gj\omega + h}{-a\omega^2 + bj\omega + c} = \frac{R_{N4} + jI_{N4}}{R_{N0} + jI_{N0}} \quad (11.28)$$

où R_{N4}, I_{N4}, R_{N0} et I_{N0} sont les parties réelle et imaginaire du numérateur et du dénominateur, données par :

$$\begin{aligned} R_{N4} &= h, & I_{N4} &= g\omega \\ R_{N0} &= c - a\omega^2, & I_{N0} &= b\omega. \end{aligned} \quad (11.29)$$

Ainsi,

$$\Re[H_4(j\omega)] = \frac{R_{N4}R_{N0} + I_{N4}I_{N0}}{R_{N0}^2 + I_{N0}^2} \quad (11.30)$$

$\Re[H_4(j\omega)]$ est positif si et seulement si $R_{N4}R_{N0} + I_{N4}I_{N0} > 0$.

$$R_{N4}R_{N0} + I_{N4}I_{N0} = (gb - ah)\omega^2 + hc \quad (11.31)$$

Nous avons toujours :

$$\left. \begin{array}{l} gb - ah > 0 \\ hc > 0 \end{array} \right\} \Rightarrow \Re[H_4(j\omega)] > 0, \forall \omega \in (-\infty, +\infty) \quad (11.32)$$

Aussi, nous avons :

$$\lim_{\omega \rightarrow \infty} \omega^2 \Re[H_4(j\omega)] = \frac{gb - ah}{a^2} > 0 \quad (11.33)$$

Notons que $\lim_{\omega \rightarrow \infty} \Re[H_4(j\omega)] = 0$. Donc $H_4(s)$ est à partie réelle strictement positive.

La sortie $\dot{\psi}$ est strictement passive pour l'entrée \ddot{e} . Par conséquent, **la sortie $\dot{\psi}$ est passive pour l'entrée \dot{e} .** □□□

Abbreviations et Notations

<i>I&I</i>	Immersion et Invariance
ABS	Anti-Blocking System
ADAS	Advanced Driver Assistance Systems
AFIL	Avertissement de Franchissement Involontaire de Ligne
AFU	Assistance au Freinage d'Urgence
CdG	Centre de Gravité
DARPA	Defense Advanced Research Projects Agency
ESP	Electronic Stability Program
GPS	Global Positioning System
LPV	Linéaire à Paramètre Variant
LQ	Linéaire Quadratique
LTi	Linéaire à Temps Invariant
LTV	Linéaire à Temps Variant
MPC	Model Predictive Control
MS2T	Maîtrise des Systèmes de Systèmes Technologiques
NLMPC	Non Linear Model Predictive Control
OMS	Organisation Mondiale de la Santé
P	Passif
PBC	Passivity-Based Control
PID	Contrôleur Proportionnel Intégral et Dérivé
PR	Positive Real
SMC	Sliding Mode Control
SP	Strictelement Passif
SPR	Strictly Positive Real
SSPR	Strongly Strictly Positive Real

UTC	Université de Technologie de Compiègne
VFF	Virtual Force Fields
VFH	Vector Field Histogram
α_{ij}	Angle de dérive du pneumatique (rad)
β	Angle de dérive au centre de gravité (rad)
δ	Angle de braquage au niveau du pneu (rad)
ω	Vitesse de rotation de la roue (rad/s)
ϕ_v	Angle de roulis (rad)
ϕ_r	Angle de dévers de la route (rad)
ψ	Angle de lacet du véhicule (rad)
ρ_a	Masse volumique de l'air ($kg.m^3$)
σ_{xij}	Glissement longitudinal du pneu
C_f	Rigidité de dérive du pneu avant (N/rad)
C_r	Rigidité de dérive du pneu arrière (N/rad)
C_x	Coefficient de traînée aérodynamique
$C_{\phi f}$	Rigidité du roulis avant (N/rad)
$C_{\phi r}$	Rigidité du roulis arrière (N/rad)
E	Empattement du véhicule (longueur de l'essieu) (m)
F_{aero}	Force aérodynamique (N)
F_{bank}	Force latérale due à l'angle de dévers de la route (N)
F_{xij}	Force longitudinale du pneu (N)
F_{yij}	Force latérale du pneu (N)
g	Constante gravitationnelle
h	Hauteur du centre de gravité (m)
i	Indice du pneumatique : avant (1) ou arrière (2)
I_z	Moment d'inertie ($kg.m^2$)
I_{xx}	Moment d'inertie de la masse suspendue du véhicule par rapport à l'axe de roulis ($kg.m^2$)
I_{xz}	Moment d'inertie roulis/lacet ($kg.m^2$)
j	Indice du pneumatique : gauche (1) ou droite (2)

$K_{\phi f}$	Coefficient de frottement roulis avant ($N.m/rad$)
$K_{\phi r}$	Coefficient de frottement roulis arrière ($N.m/rad$)
L_f	Distance essieu avant - CdG (m)
L_r	Distance essieu arrière - CdG (m)
m	Masse du véhicule (m)
m_s	Masse suspendue (kg)
N	Nombre de tentacules
$R_{eff}\omega$	Vitesse longitudinale réelle de l'axe de la roue (m/s)
R_{eff}	Rayon effectif du pneumatique (m)
S	Surface frontale du véhicule (m^2)
V_x	Vitesse longitudinale (m/s)
$V_{\omega x}$	Vitesse linéaire équivalente du pneumatique (m/s)
V_y	Vitesse latérale (m/s)
y	Position latérale du véhicule (m)

Bibliographie

- [Abbassi et al., 2011] Abbassi, Y., Ait-amirat, Y., and Outbib, R. (2011). Nonlinear feedback control of Vehicle Speed. In *International Federation of Automatic Control (IFAC) World Congress*, pages 6279–6284.
- [Ackermann et al., 1995] Ackermann, J., Guldner, J., Sienel, W., Steinhauser, R., and Utkin, V. (1995). Linear and nonlinear controller design for robust automatic steering. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 3(1) :132–143.
- [Althoff and Dolan, 2011] Althoff, M. and Dolan, J. M. (2011). Set-based computation of vehicle behaviors for the online verification of autonomous vehicles. In *Int. IEEE Conference on Intelligent Transportation Systems (ITSC)*, pages 1162–1167.
- [Astolfi et al., 2008] Astolfi, A., Karagiannis, D., and Ortega, R. (2008). *Nonlinear and Adaptive Control with Applications*. Springer.
- [Attia et al., 2012a] Attia, R., Lauffenburger, J.-p., Orjuela, R., and Basset, M. (2012a). Reference Generation and Control Strategy for Automated Vehicle Guidance. In *Int. IEEE Conference on Intelligent Vehicles Symposium (IV)*, Alcalá de Henares.
- [Attia et al., 2012b] Attia, R., Orjuela, R., and Basset, M. (2012b). Coupled longitudinal and lateral control strategy improving lateral stability for autonomous vehicle. In *American Control Conference (ACC)*, pages 6509–6514.
- [Bauer et al., 1994] Bauer, R., Feiten, W., and Lawitzky, G. (1994). Steer angle fields : An approach to robust maneuvering in cluttered, unknown environments. *Robotics and Autonomous Systems*, 12(3-4) :209–212.
- [Benine-Neto and Mammar, 2011] Benine-Neto, A. and Mammar, S. (2011). Piecewise Affine State Feedback Controller for Lane Departure Avoidance. In *Int. IEEE Intelligent Vehicles Symposium (IV)*, pages 839–844.
- [Benine-Neto et al., 2010] Benine-Neto, A., Scalzi, S., Mammar, S., and Netto, M. (2010). Dynamic controller for lane keeping and obstacle avoidance assistance system. In *Int. IEEE Conference on Intelligent Vehicles Symposium (IV)*, pages 1363–1368.
- [Bertozzi et al., 2011] Bertozzi, M., Bombini, L., Broggi, A., and Buzzoni et al., M. (2011). VIAC : An out of ordinary experiment. In *Int. IEEE Conference on Intelligent Vehicles Symposium (IV)*, pages 175–180, Baden- Baden.

- [Besselmann and Morari, 2009] Besselmann, T. and Morari, M. (2009). Autonomous Vehicle Steering Using Explicit LPV-MPC. In *European Control Conference (ECC)*, pages 2628–2633, Budapest.
- [Bishop, 2000] Bishop, R. (2000). A Survey of Intelligent Vehicle Applications Worldwide. In *Int. IEEE Conference on Intelligent Vehicles Symposium (IV)*, pages 25–30, Dearborn, Michigan.
- [Boiko et al., 2005] Boiko, I., Fridman, L., and Iriarte, R. (2005). Analysis of chattering in continuous sliding mode control. In *American Control Conference (ACC)*, volume 50.
- [Boiko et al., 2007] Boiko, I., Fridman, L., Pisano, A., and Usai, E. (2007). Analysis of Chattering in Systems With Second-Order Sliding Modes. *IEEE Transactions on Automatic Control*, 52(11) :2085–2102.
- [Borenstein and Koren, 1989] Borenstein, J. and Koren, Y. (1989). Real-time Obstacle Avoidance for Fast Mobile Robots. *IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics*, 19(5) :1179–1187.
- [Borenstein and Koren, 1991] Borenstein, J. and Koren, Y. (1991). The Vector Field Histogram - Fast Obstacle Avoidance for Mobile Robots. *IEEE Journal of Robotics and Automation*, 7(3) :278–288.
- [Brock and Khatib, 1999] Brock, O. and Khatib, O. (1999). High-speed Navigation Using the Global Dynamic Window Approach. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, pages 341–346.
- [Broggi et al., 1999] Broggi, A., Bertozzi, M., and Fascioli, A. (1999). The ARGO autonomous vehicle’s vision and control systems. *Int. Journal of Intelligent Control and Systems*, 3(4) :409–441.
- [Chaib et al., 2004] Chaib, S., Netto, M., and Mammar, S. (2004). H inf, adaptive, PID and fuzzy control : a comparison of controllers for vehicle lane keeping. In *Int. IEEE Intelligent Vehicles Symposium (IV)*, pages 139–144.
- [Chebly et al., 2014] Chebly, A., Talj, R., and Tagne, G. (2014). Planification des trajectoires pour la navigation des véhicules autonomes par la méthode des tentacules en forme de clothoïdes. Technical report, Université de technologie de Compiègne.
- [Choi et al., 2011] Choi, S., Boussard, C., and Andréa-Novel, B. (2011). Easy Path Planning and Robust Control for Automatic Parallel Parking. In *International Federation of Automatic Control (IFAC) World Congress*, pages 656–661.
- [Choset and Burdick, 2000] Choset, H. and Burdick, J. (2000). Sensor-Based Exploration : The Hierarchical Generalized Voronoi. *International Journal of Robotics Research*, 19(2) :96–125.
- [Chu et al., 2012] Chu, K., Member, S., Lee, M., and Sunwoo, M. (2012). Local Path Planning for Off-Road Autonomous Driving With Avoidance of Static Obstacles. *IEEE Transactions on Intelligent Transportation Systems*, 13(4) :1599–1616.

- [D'Andréa-Novel et al., 2011] D'Andréa-Novel, B., Boussard, C., Fliess, M., and Al., E. (2011). Commande sans modèle de la vitesse longitudinale d'un véhicule électrique. In *In Journées Automatique et Automobile (JAA'11)*, Bordeaux.
- [Doumiati et al., 2012] Doumiati, M., Charara, A., Victorino, A., and Lechner, D. (2012). *Vehicle Dynamics Estimation using Kalman Filtering : Experimental Validation*. Wiley-ISTE.
- [Dugoff et al., 1970] Dugoff, H., Fancher, P., and Segel, L. (1970). An Analysis of Tire Traction Properties and Their Influence on Vehicle Dynamic Performance. *SAE*.
- [Eilers and Möbus, 2011] Eilers, M. and Möbus, C. (2011). Learning the Human Longitudinal Control Behavior with a Modular Hierarchical Bayesian Mixture-of-Behaviors Model. In *Int. IEEE Conference on Intelligent Vehicles Symposium (IV)*, pages 540–545.
- [Falcone et al., 2009] Falcone, P., Borrelli, F., Pekar, J., and Stewart, G. (2009). Reference Governor for Constrained Piecewise Affine Systems . A Vehicle Dynamics Control Application. In *European Control Conference*.
- [Falcone et al., 2007] Falcone, P., Borrelli, F., Tseng, H. E., Asgari, J., and Hrovat, D. (2007). Integrated braking and steering model predictive control approach in autonomous vehicles. In *IFAC Symposium on Advances in Automotive Control*, volume 2000, pages 273–278.
- [Falcone et al., 2008] Falcone, P., Borrelli, F., Tseng, H. E., Asgari, J., and Hrovat, D. (2008). Linear time varying model predictive control and its application to active steering systems : Stability analysis and experimental validation. *Int. J. Robust Nonlinear Control*, 18 :862–875.
- [Fergani et al., 2014] Fergani, S., Menhour, L., Sename, O., Dugard, L., and D'Andrea-Novel, B. (2014). Full vehicle dynamics control based on LPV / H infinity and flatness approaches. In *European Control Conference (ECC)*, pages 2346–2351.
- [Ferrara and Vecchio, 2009] Ferrara, A. and Vecchio, C. (2009). Second order sliding mode control of vehicles with distributed collision avoidance capabilities. *Mechatronics*, 19(4) :471–477.
- [Fox et al., 1997] Fox, D., Burgard, W., and S, T. (1997). The dynamic window approach to collision avoidance. *IEEE Robotics and Automation Magazine*, 3(1) :23–33.
- [Funke et al., 2012] Funke, J., Theodosis, P., Hindiyeh, R., Stanek, G., Kritatakirana, K., Gerdes, C., Langer, D., Hernandez, M., Muller-Bessler, B., and Huhnke, B. (2012). Up to the limits : Autonomous Audi TTS. In *Int. IEEE Conference on Intelligent Vehicles Symposium (IV)*.
- [Gissinger, 2002] Gissinger, G. (2002). *La voiture intelligente (Traité IC2, série Systèmes automatisés)*. Hermes Science.

- [He et al., 2006] He, J., Crolla, D. A., Levesley, M. C., and Manning, W. J. (2006). Coordination of active steering, driveline, and braking for integrated vehicle dynamics control. *Journal of Automobile Engineering*, 220(10) :1401–1420.
- [Hedrick et al., 1997] Hedrick, J., Gerdes, J., Maciucă, D., and Swaroop, D. (1997). Brake System Modeling , Control and Integrated Brake / Throttle Switching : Phase I. Technical report, University of California, Berkeley.
- [Heß et al., 2013] Heß, D., Althoff, M., and Sattel, T. (2013). Comparison of Trajectory Tracking Controllers for Emergency Situations. In *Int. IEEE Conference on Intelligent Vehicles Symposium (IV)*, pages 163–170, Gold Coast.
- [Hill and Moylan, 1976] Hill, D. and Moylan, P. (1976). The stability of nonlinear dissipative systems. *IEEE Transactions on Automatic Control*, 21(5) :708–711.
- [Hima et al., 2011] Hima, S., Lusseti, B., Vanholme, B., Glaser, S., and Mammar, S. (2011). Trajectory Tracking for Highly Automated Passenger Vehicles. In *International Federation of Automatic Control (IFAC) World Congress*, pages 12958–12963, Milano.
- [Himmelsbach et al., 2011] Himmelsbach, M., Luettel, T., Hecker, F., Hundelshausen, F. V., and Wuensche, H.-j. (2011). *Autonomous Off-Road Navigation for MuCAR-3 Improving the Tentacles Approach : Integral Structures for Sensing and Motion*, volume 1. Springer-Verlag.
- [Hingwe and Tomizuka, 1997] Hingwe, P. and Tomizuka, M. (1997). Experimental evaluation of a chatter free sliding mode control for lateral control in AHS. In *American Control Conference (ACC)*.
- [Hoffmann et al., 2007] Hoffmann, G. M., Tomlin, C. J., Montemerlo, M., and Thrun, S. (2007). Autonomous Automobile Trajectory Tracking for Off-Road Driving : Controller Design , Experimental Validation and Racing. In *American Control Conference (ACC)*, pages 2296–2301.
- [Hundelshausen et al., 2008] Hundelshausen, F. V., Himmelsbach, M., Hecker, F., Mueller, A., and Wuensche, H.-j. (2008). Driving with Tentacles : Integral Structures for Sensing. *Journal of Field Robotics*, 25(9) :640–673.
- [Imine and Madani, 2011] Imine, H. and Madani, T. (2011). Sliding-mode control for automated lane guidance of heavy vehicle. *Int. Journal of Robust and Nonlinear Control*.
- [Ioannou and Tao, 1987] Ioannou, P. and Tao, G. (1987). Frequency domain conditions for strictly positive real functions. *IEEE Transactions on Automatic Control*, AC-32(1) :53–54.
- [Jazar, 2008] Jazar, R. N. (2008). *Vehicle Dynamics; Theory and Application*. Springer.
- [Keviczky et al., 2006] Keviczky, T., Falcone, P., Borrelli, F., Asgari, J., and Hrovat, D. (2006). Predictive control approach to autonomous vehicle steering. In *American Control Conference (ACC)*.

- [Khatib, 1986] Khatib, O. (1986). Real Time Obstacle Avoidance for Manipulators and Mobile Robots. *International Journal of Robotics Research*, 5(1) :90–98.
- [Kiencke and Nielsen, 2005] Kiencke, U. and Nielsen, L. (2005). *Automotive Control Systems*. Springer.
- [Kim et al., 2011] Kim, D., Kang, J., and Yi, K. (2011). Control strategy for high-speed autonomous driving in structured road. In *Int. IEEE Conference on Intelligent Transportation Systems (ITSC)*.
- [Kokotovic and Marino, 1986] Kokotovic, P. and Marino, R. (1986). On vanishing stability regions in nonlinear systems with high-gain feedback. *IEEE Transactions on Automatic Control*, 31(10) :967–970.
- [Kolski et al., 2006] Kolski, S., Ferguson, D., Bellino, M., and Siegwart, R. (2006). Autonomous Driving in Structured and Unstructured Environments. In *Int. IEEE Conference on Intelligent Vehicles Symposium (IV)*, pages 558–563.
- [Laghrouche, 2004] Laghrouche, S. (2004). *Commande par modes glissants d'ordre supérieur : théorie et applications*. PhD thesis, Université de Nantes.
- [Lechner, 2002] Lechner, D. (2002). *Analyse du comportement dynamique des véhicules routiers légers : développement d'une méthodologie appliquée à la sécurité primaire*. PhD thesis, Ecole Centrale de Lyon.
- [Levant, 1993] Levant, A. (1993). Sliding order and sliding accuracy in sliding mode control. *Int. Journal of Control*, 58(6) :1247–1263.
- [Levant, 1998] Levant, A. (1998). Robust exact differentiation via sliding mode technique. *Automatica*.
- [Levant, 2010] Levant, A. (2010). Chattering analysis. *IEEE Transactions on Automatic Control*, 55(6) :1380–1389.
- [Levinson et al., 2011] Levinson, J., Askeland, J., Becker, J., Dolson, J., Held, D., Kammel, S., Kolter, J. Z., Langer, D., Pink, O., Pratt, V., Sokolsky, M., Stanek, G., Stavens, D., Teichman, A., Werling, M., and Thrun, S. (2011). Towards Fully Autonomous Driving : Systems and Algorithms. In *Int. IEEE Conference on Intelligent Vehicles Symposium (IV)*, pages 163–168, Baden-Baden.
- [Li and Wang, 2007] Li, L. and Wang, F.-Y. (2007). *Advanced Motion Control and Sensing for Intelligent Vehicles*. Springer.
- [Lozano et al., 2000] Lozano, R., Brogliato, B., Egeland, O., and Maschke, B. (2000). *Dissipative Systems Analysis and Control : Theory and Applications*. Springer.
- [Lozano-prez and Wesley, 1979] Lozano-prez, T. and Wesley, M. A. (1979). An Algorithm for Planning Collision-Free Paths Among Polyhedral Obstacles. *Commun. ACM*, 22(10).
- [Mammar et al., 2010] Mammar, S., Enache, N. M., Glaser, S., Lusetti, B., and Benine-Neto, A. (2010). Lane keeping automation at tire saturation. In *American Control Conference (ACC)*, pages 6466–6471.

- [Marino et al., 2011] Marino, R., Scalzi, S., and Netto, M. (2011). Nested PID steering control for lane keeping in autonomous vehicles. *Control Engineering Practice*, 19(12) :1459–1467.
- [Menhour, 2010] Menhour, L. (2010). *Synthèse de commandes au volant d’une automobile pour le diagnostic de rupture d’un itinéraire : développement et validation expérimentale*. PhD thesis, Université de Technologie de Compiègne.
- [Menhour et al., 2011] Menhour, L., D’Andréa-Novel, B., Fliess, M., and Mounier, H. (2011). Algebraic nonlinear estimation and flatness-based lateral / longitudinal control for automotive vehicles. In *Int. IEEE Conference on Intelligent Transportation Systems (ITSC)*, Washington, DC.
- [Menhour et al., 2013] Menhour, L., Koenig, D., and Andr, B. (2013). Continuous-Time and Discrete-Time Switched H inf. State Feedback Controllers : Application for a Robust Steering Vehicle Control. In *European Control Conference (ECC)*, pages 986–991, Zurich.
- [Milliken and Milliken, 1995] Milliken, W. F. and Milliken, D. L. (1995). *Race Car Vehicle Dynamics*. SAE.
- [Moras, 2013] Moras, J. (2013). *Grilles de perception évidentielles pour la navigation robotique en milieu urbain*. PhD thesis, Université de Technologie de Compiègne.
- [Naranjo and González, 2005] Naranjo, J. and González, C. (2005). Power-steering control architecture for automatic driving. *IEEE Transactions on Intelligent Transportation Systems*, 6(4) :406–415.
- [Naranjo et al., 2008] Naranjo, J., Gonzalez, C., Garcia, R., and de Pedro, T. (2008). Lane-Change Fuzzy Control in Autonomous Vehicles for the Overtaking Maneuver. *Int. IEEE Transactions on Intelligent Transportation Systems*, 9(3) :438–450.
- [Naranjo et al., 2007a] Naranjo, J. E., González, C., García, R., de Pedro, T., and Sotelo, M. A. (2007a). Using Fuzzy Logic in Automated Vehicle Control. *IEEE INTELLIGENT SYSTEMS*.
- [Naranjo et al., 2003] Naranjo, J. E., González, C., Reviejo, J., García, R., and de Pedro, T. (2003). Adaptive Fuzzy Control for Inter-Vehicle Gap Keeping. *IEEE Transaction on Intelligent Transportation Systems*, 4(3) :132–142.
- [Naranjo et al., 2007b] Naranjo, J. E., Vinuesa, J., and González, C. (2007b). Hybrid steering control for intelligent vehicle. Navigation. In *ICRA Workshop : Planning, Perception and Navigation for Intelligent Vehicles*.
- [Nehaoua and Nouvelière, 2012] Nehaoua, L. and Nouvelière, L. (2012). Backstepping based approach for the combined longitudinal-lateral vehicle control. In *Int. IEEE Conference on Intelligent Vehicles Symposium (IV)*, pages 395–400, Alcalá de Henares.
- [Nouvelière and Mammar, 2007] Nouvelière, L. and Mammar, S. (2007). Experimental vehicle longitudinal control using a second order sliding mode technique. *Control Engineering Practice*, 15(8) :943–954.

- [Onieva et al., 2011] Onieva, E., Naranjo, J., Milanés, V., Alonso, J., García, R., and Pérez, J. (2011). Automatic lateral control for unmanned vehicles via genetic algorithms. *Applied Soft Computing*, 11(1) :1303–1309.
- [Ortega and Spong, 1989] Ortega, R. and Spong, M. (1989). Adaptive Motion Control Of Rigid Robots : A Tutorial. *Automatica*, 25(6) :877–888.
- [Oustaloup, 2014] Oustaloup, A. (2014). *Diversity and Non-integer Differentiation for System Dynamics*. Wiley-ISTE.
- [Pacejka, 2006] Pacejka, H. B. (2006). *Tyre and Vehicle Dynamics*. Elsevier Butterworth-Heinemann.
- [Peden et al., 2009] Peden, M., Toroyan, T., Harvey, A., Bartolomeos, K., Laych, K., and Alwan, A. (2009). *Rapport de situation sur la sécurité routière dans le monde : il est temps d'agir*. Organisation mondiale de la Santé.
- [Peng and Tomizuka, 1991] Peng, H. and Tomizuka, M. (1991). Optimal preview control for vehicle lateral guidance. Technical report, Carnegie Mellon University.
- [Pérez et al., 2012] Pérez, J., Godoy, J., Milanés, V., Villagrà, J., and Onieva, E. (2012). Path following with backtracking based on fuzzy controllers for forward and reverse driving. In *Int. IEEE Conference on Intelligent Vehicles Symposium (IV)*, pages 1108–1113.
- [Phanomchoeng et al., 2011] Phanomchoeng, G., Rajamani, R., and Piyabongkarn, D. (2011). Real-Time Automotive Slip Angle Estimation with Nonlinear Observer. In *In American Control Conference (ACC)*, pages 3942–3947.
- [Poussot-Vassal et al., 2011] Poussot-Vassal, C., Sename, O., Dugard, L., Gáspár, P., Szabó, Z., and Bokor, J. (2011). Attitude and Handling Improvements Through Gain-scheduled Suspensions and Brakes Control. *Control Engineering Practice*, (May) :252–263.
- [Rajamani, 2006] Rajamani, R. (2006). *Vehicle dynamics and control*. Springer.
- [Resende and Nashashibi, 2010] Resende, P. and Nashashibi, F. (2010). Real-time dynamic trajectory planning for highly automated driving in highways. In *Int. IEEE Conference on Intelligent Transportation Systems (ITSC)*, pages 653–658.
- [Scanner_url, 2014] Scanner_url (2014). <http://www.sera-cd.com>, <http://www.scannersimulation.com>.
- [Shakouri et al., 2011] Shakouri, P. ., Ordys, A., Laila, D., and Askari, M. (2011). Adaptive Cruise Control System : Comparing Gain-Scheduling PI and LQ Controllers. In *In International Federation of Automatic Control (IFAC) World Congress*, pages 12964–12969, Milano.
- [Siciliano et al., 2009] Siciliano, B., Khatib, O., and Groen, F. (2009). *The DARPA Urban Challenge : Autonomous Vehicles in City Traffic*, volume 56. Springer.
- [Smith, 2014] Smith, B. W. (2014). Automated Vehicles Are Probably Legal in the United States. In *1 Tex. A&M L. Rev. 411 (2014)*, volume 000, pages 411–522.

- [Snider, 2009] Snider, J. (2009). Automatic steering methods for autonomous automobile path tracking. Technical report, Carnegie Mellon University.
- [Soualmi et al., 2012] Soualmi, B., Sentouh, C., Popieul, J. C., and Debernard, S. (2012). Fuzzy Takagi-Sugeno LQ controller for lateral control assistance of a vehicle. In *Int. IEEE Conference on Intelligent Vehicles Symposium (IV)*, pages 377–382, Alcalá de Henares.
- [Tagne et al., 2013a] Tagne, G., Talj, R., and Charara, A. (2013a). Higher-Order Sliding Mode Control for Lateral Dynamics of Autonomous Vehicles , with Experimental Validation. In *Int. IEEE Conference on Intelligent Vehicles Symposium (IV)*, pages 678–683, Gold Coast.
- [Tagne et al., 2013b] Tagne, G., Talj, R., and Charara, A. (2013b). Immersion and Invariance Control for Reference Trajectory Tracking of Autonomous Vehicles. In *Int. IEEE Conference on Intelligent Transportation Systems (ITSC)*, pages 2322–2328, The Hague.
- [Tagne et al., 2014a] Tagne, G., Talj, R., and Charara, A. (2014a). Immersion and Invariance vs Sliding Mode Control for Reference Trajectory Tracking of Autonomous Vehicles. In *European Control Conference (ECC)*, pages 2888–2893, Strasbourg.
- [Tagne et al., 2014b] Tagne, G., Talj, R., and Charara, A. (2014b). Passivity Analysis and Design of a Robust Nested Passivity-Based Controller for Trajectory Tracking of Autonomous Vehicles. In *International Federation of Automatic Control (IFAC) World Congress*, Cape Town.
- [Tagne et al., 2014c] Tagne, G., Talj, R., and Charara, A. (2014c). Passivity Analysis and Design of Passivity-Based Controllers for Trajectory Tracking at High Speed of Autonomous Vehicles. In *Int. IEEE Conference on Intelligent Vehicles Symposium (IV)*, pages 1151–1156, Dearborn, Michigan.
- [Talj et al., 2013] Talj, R., Tagne, G., and Charara, A. (2013). Immersion and Invariance Control for Lateral Dynamics of Autonomous Vehicles , with Experimental Validation. In *European Control Conference (ECC)*, pages 968–973, Zurich.
- [Tang et al., 2013] Tang, Y., Talj, R., Tagne, G., and De Miras, J. (2013). Planification des trajectoires pour la navigation des véhicules autonomes par la méthode des tentacules. Technical report, Université de technologie de Compiègne.
- [Thrun et al., 2006] Thrun, S., Montemerlo, M., Dahlkamp, H., Stavens, D., Aron, A., Diebel, J., Fong, P., Gale, J., Halpenny, M., Hoffmann, G., Lau, K., Oakley, C., Palatucci, M., Pratt, V., Stang, P., Strohband, S., Dupont, C., Jendrossek, L.-e., Koelen, C., Markey, C., Rummel, C., Niekerk, J. V., Jensen, E., Alessandrini, P., Bradski, G., Davies, B., Ettinger, S., Kaehler, A., Nefian, A., Clara, S., and Mahoney, P. (2006). Stanley : The Robot that Won the DARPA Grand Challenge. *Journal of Field Robotics*, 23(April) :661–692.
- [Tudon-Martinez et al., 2014] Tudon-Martinez, J., Fergani, S., Sename, O., Morales-Menendez, R., and Dugard, L. (2014). Online Road Profile Estimation in Automotive Vehicles. In *European Control Conference (ECC)*, pages 2370–2375.

- [Ulrich and Borenstein, 1998] Ulrich, I. and Borenstein, J. (1998). VFH+ : Reliable Obstacle Avoidance for Fast Mobile Robots. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, pages 1572–1577.
- [Ulrich and Borenstein, 2000] Ulrich, I. and Borenstein, J. (2000). VFH * : Local Obstacle Avoidance with Look-Ahead Verification. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, pages 2505–2511.
- [Utkin, 1992] Utkin, V. (1992). *Sliding Modes in Control and Optimization*. Springer-v edition.
- [Wang, 2013] Wang, B. (2013). *Observateurs d'état pour le diagnostic de comportement dynamique de véhicules automobiles en environnement réel de conduite*. PhD thesis, Université de Technologie de Compiègne.
- [Wei et al., 2013] Wei, J., Snider, J. M., Kim, J., Dolan, J. M., Rajkumar, R., and Litkouhi, B. (2013). Towards a viable autonomous driving research platform. In *Int. IEEE Conference on Intelligent Vehicles Symposium (IV)*, pages 763–770.
- [Yu et al., 2012] Yu, H., Gong, J., and Iagnemma, K. (2012). Robotic Wheeled Vehicle Ripple Tentacles Motion Planning Method. In *Int. IEEE Conference on Intelligent Vehicles Symposium (IV)*, pages 1156 – 1161.
- [Zhao and El Kamel, 2010] Zhao, J. and El Kamel, A. (2010). Coordinated throttle and brake fuzzy controller design for vehicle following. In *Int. IEEE Conference on Intelligent Vehicles Symposium (IV)*, pages 659–664.
- [Zhao et al., 2011] Zhao, P., Chen, J., Mei, T., and Liang, H. (2011). Dynamic motion planning for autonomous vehicle in unknown environments. In *Int. IEEE Conference on Intelligent Vehicles Symposium (IV)*.

Résumé

Ces travaux de recherche portent sur la commande et la planification des trajectoires pour la navigation des véhicules autonomes. Ils se situent dans le cadre d'un projet très ambitieux lancé par le laboratoire Heudiasyc sur la conduite autonome à grande vitesse (vitesse longitudinale supérieure à $5m/s \cong 18km/h$).

Pour proposer des solutions à cette problématique, après avoir réalisé une large recherche bibliographique sur la commande et la planification des trajectoires des véhicules autonomes, plusieurs contributions ont été présentées.

En ce qui concerne la commande des véhicules autonomes, un contrôleur latéral par mode glissant d'ordre supérieur a été proposé. Compte tenu de la ressemblance implicite entre le mode glissant et le principe d'immersion et d'invariance (*I&I*), deux contrôleurs utilisant le principe d'immersion et d'invariance ont été proposés par la suite pour améliorer les performances par rapport au mode glissant. Le développement de ces nouveaux contrôleurs nous a permis de garantir une stabilité robuste pour tous les gains positifs des contrôleurs *I&I*. Ce résultat nous a conduit à étudier les propriétés intrinsèques du système. Une étude des propriétés de passivité du système a révélé des caractéristiques de passivité intéressantes. Par la suite nous avons développé un contrôleur robuste basé sur la passivité.

Concernant la navigation, nous avons développé deux algorithmes de navigation basés sur la méthode des tentacules. Ceci dans le but d'améliorer la méthode de base. Les résultats de la simulation montrent que les algorithmes donnent de bons résultats vis-à-vis des objectifs attendus d'évitement d'obstacles et de suivi de la trajectoire globale de référence.

Les algorithmes de commande et de planification de trajectoires développés ont été validés en simulation hors-ligne avec des données réelles après avoir été testés sur un simulateur réaliste.

Mots clés : Commande non linéaire, commande robuste, génération de trajectoires, suivi de trajectoire, navigation autonome, véhicules intelligents.

Abstract

My research focuses on trajectory planning and control of autonomous vehicles. This work is a part of an extremely ambitious project launched by the Heudiasyc laboratory about autonomous driving at high speed (longitudinal speed greater to $5m/s \cong 18km/h$).

With regard to the control of autonomous vehicles at high speed, a lateral controller using higher-order sliding mode control is proposed. Given the implicit similarity between the sliding mode and the principle of immersion and invariance, two controllers using the principle of immersion and invariance have been subsequently proposed in order to improve the performance with respect to the sliding mode. The development of these new controllers shows very strong robust stability which leads us to study the intrinsic properties of the system. A study of the passivity properties of the system is also carried out, showing some interesting characteristics of the system. Hence, a robust Passivity-based controller has been developed.

Regarding the navigation, we have developed two navigation algorithms based on the tentacles method. Subsequently, a feasibility study of trajectory generation strategies for high speed driving is conducted. The outcome of the simulation proved that the algorithms gave out good results with respect to the expected objectives of obstacle avoidance and global reference path following.

Control and motion planning algorithms developed were validated offline by simulation with real data. They have been also tested on a realistic simulator.

Keywords : Nonlinear control, robust control, trajectory generation, path tracking, autonomous navigation, intelligent vehicles.

